



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung

GESELLSCHAFT FÜR REAKTORSICHERHEIT mbH

**Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte
unter deutschen Standortbedingungen**

**Phase I B, Fachband V:
Kommentare anderer,
Änderungen an der Systemauslegung**

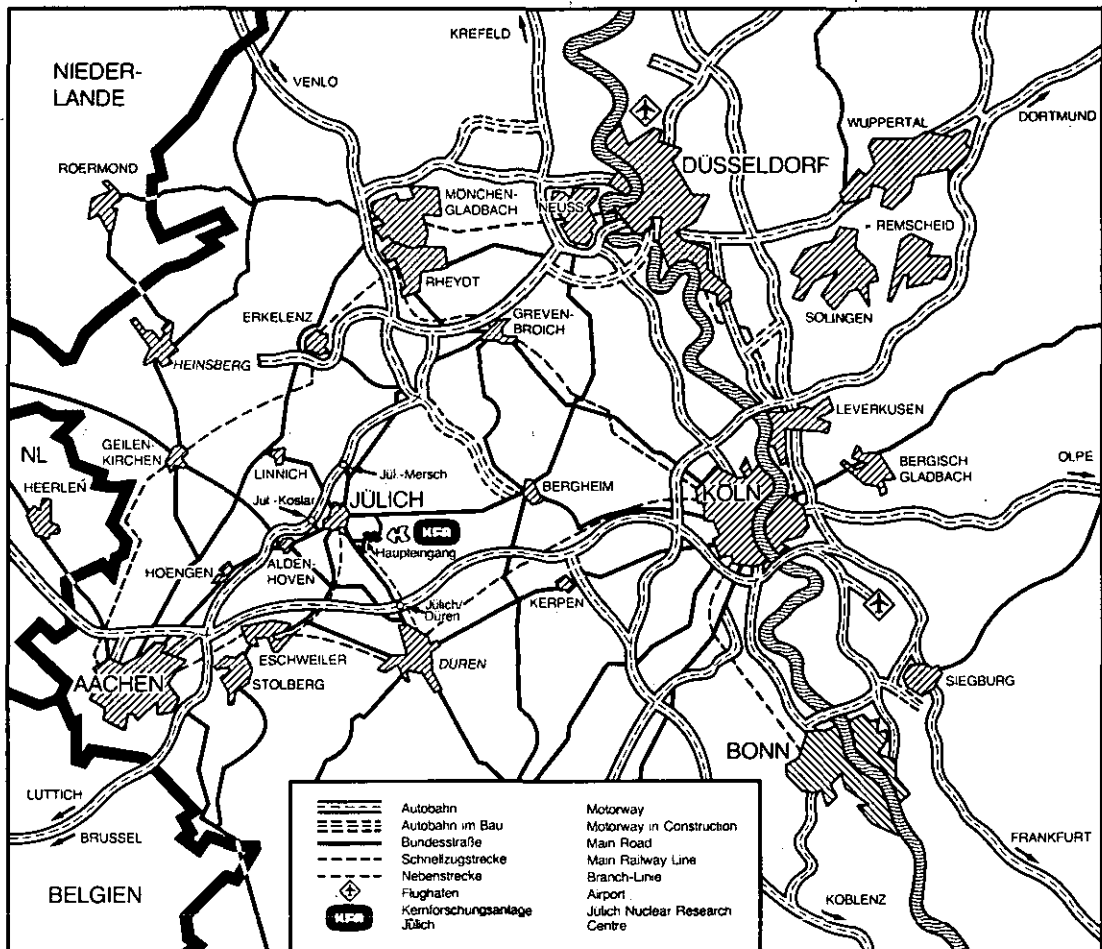
**Übertragung der amerikanischen AIPA-Studie
auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender
Beibehaltung der Methoden und Modelle bei
gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen**

Referenzanlage: HTR-1160

Jül - Spez - 136/Bd. 6

Januar 1983

ISSN 0343-7639



Als Manuskript gedruckt

Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 136/Bd. 6

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung Jül - Spez - 136/Bd. 6

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH

Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)

Telefon: 02461/610 · Telex: 833 556 kfa d

Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen

**Phase I B, Fachband V:
Kommentare anderer,
Änderungen an der Systemauslegung**

**Übertragung der amerikanischen AIPA-Studie
auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender
Beibehaltung der Methoden und Modelle bei
gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen**

Referenzanlage: HTR-1160

SAFETY STUDY HTR CONCEPTUAL DESIGNS UNDER GERMAN SITING CONDITIONS

PHASE I B, Appendix V:

Review Comments of Others, Modifications of the System Design

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (KFA-ISF)¹⁾
Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS)²⁾

Summary

The drafted main volume was submitted for review comment to other organizations also concerned with HTRs; most of the criticism advanced could still be taken into account in the final version. General Atomic Comp. assessed the radiological consequences and risk with models of their own and found good agreement with AIPA values.

Weak points in the system design of the HTR-1160 plant were identified in the main study, leading to certain unrealistically high risk contributions. Improvements are being proposed in the supplementary studies reported here, which may be justified from a technical point of view and probably would have been called for or taken into account anyway in the further pursuance of the project. The influence on release frequencies and, thus, on risk contributions is assessed by consideration of the modified design in existing fault trees. In this connection it was found that the frequency of core heatup can be totally reduced by a factor of 5. It is even more important to note that the frequency of event sequences involving a failure of the reactor containment and massive environmental releases even decreases by one to two orders of magnitude. Water-ingress accidents become almost insignificant for the risk.

¹⁾ Institute for Nuclear Safety Research at the Nuclear Research Centre, Jülich

²⁾ Society for Reactor Safety

SICHERHEITSSTUDIE FÜR HTR-KONZEPTE UNTER DEUTSCHEN STANDORTBEDINGUNGEN
PHASE I B, Fachband V : Kommentare anderer, Änderungen an der Systemauslegung

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (KFA-ISF)
Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS)

Kurzfassung

Der Hauptband wurde als Entwurf anderen Stellen, die auch mit HTR befaßt sind, zur Kommentierung vorgelegt; vorgebrachte Kritikpunkte konnten zum Großteil in der Endversion noch berücksichtigt werden. General Atomic Comp. hat mit eigenen Modellen das Schadensrisiko abgeschätzt und gute Übereinstimmung mit AIPA-Werten festgestellt.

In der Hauptstudie wurden Schwachstellen in der Systemauslegung der HTR-1160-Anlage identifiziert, die zu einigen unrealistisch hohen Risikobeiträgen geführt haben. In den hier vorliegenden ergänzenden Untersuchungen werden Verbesserungen vorgeschlagen, die vom technischen Aufwand her vertretbar sind und bei Weiterverfolgung des Projekts wahrscheinlich ohnehin gefordert bzw. berücksichtigt worden wären. Durch Einbau der Änderungen in existierende Fehlerbäume wird der Einfluß auf die Freisetzungshäufigkeiten und somit auf Risikobeiträge abgeschätzt. Dabei zeigt sich, daß die Häufigkeit von Kernaufheizungen insgesamt um einen Faktor 5 reduziert werden kann. Noch wichtiger ist, daß Ereignisketten mit Versagen des Reaktorschutzgebäudes und gravierenden Freisetzen sogar um ein bis zwei Größenordnungen seltener werden. Wassereinbruchstörfälle werden für das Risiko nahezu bedeutungslos.

Vorwort

Der Bundesminister des Innern (BMI) fördert seit 1977 eine probabilistische Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte, mit dem Ziel, Hinweise zur sicherheitstechnischen Einordnung dieses Reaktortyps und für Optimierungsmöglichkeiten zu erhalten. In der Phase I B dieses Vorhabens wurde die amerikanische Accident Initiation and Progression Analysis (AIPA) auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender Beibehaltung der Methoden und Modelle bei gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen übertragen.

Das Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich GmbH (KFA-ISF), die Gesellschaft für Reaktorsicherheit mbH (GRS) und weitere Institutionen haben die Arbeiten durchgeführt. Die fachliche Leitung der Studie lag bei W. Kröger, KFA-ISF.

Die Ergebnisse der Analysen sind in einem Hauptband zusammengefaßt, die HTR-1160-Referenzanlage ist in einem ergänzenden Bericht beschrieben. Die Analysen selbst sind in Fachbänden dokumentiert:

- F I : Allgemeine Methoden, Daten, Modelle
- F II : Transienten mit Kernaufheizung
- F III: Lecks im Primärkreislauf
- F IV : Einwirkungen von außen
- F V : Kommentare anderer, Änderungen an der Systemauslegung

Teil A des vorliegenden Fachbandes beinhaltet Kommentare von General Atomic Comp. und anderen Stellen zum Entwurf des Hauptbandes und einen Vergleich mit dem in AIPA errechneten Risiko.

In Teil B werden Änderungen an der Systemauslegung des HTR-1160 vorgeschlagen, mit denen sich Schwachstellen beheben und Risikominderungen erzielen ließen. Der Einfluß der Änderungen an den Kühlsystemen (Kapitel B.1), der Notstromversorgung (B.2), dem Sicherheitseinschluß (B.3) und der Isolierung eines defekten Dampferzeugers (B.4) auf die Freisetzungshäufigkeiten, bedingt durch Kernaufheiz- und Wassereinbruchstörfälle, wird aufgezeigt.

Der Bericht gibt die Meinung und Auffassung der Auftragnehmer wieder und muß nicht mit der des auftraggebenden BMI übereinstimmen.

SICHERHEITSSTUDIE FÜR HTR-KONZEPTE UNTER DEUTSCHEN STANDORTBEDINGUNGEN

FACHBAND V ZUR PHASE IB:

KOMMENTARE ANDERER, ÄNDERUNGEN AN DER SYSTEMAUSLEGUNG

A. KOMMENTARE ANDERER

- A.1 HRB-Kommentar zu Common-mode-Ausfällen und
zu Verbrennungsvorgängen im Reaktorschutzgebäude
- A.2 GHT-Kommentar zur Modellierung Kernaufheizung
und zur Spaltprodukt-Desorption
- A.3 GA-Review of the German HTR Risk Study (PSH-Ib)
- A.4 GRS-Kommentare zur GA-Kritik
- A.5 GA-Comparsion of AIPA and PSH-Ib-Results

B. ÄNDERUNGEN AN DER SYSTEMAUSLEGUNG

- B.1 Überblick, Ergebniszusammenfassung
W. Kröger, KFA-ISF
- B.2 Kühlsysteme
H.G. Mohr, KFA-ISF
- B.3 Notstromversorgung
H. Meeßen, W. Hennings, KFA-ISF
- B.4 Dichtigkeit Reaktorschutzgebäude
H. Meeßen, KFA-ISF
- B.5 Isolierung defekter Dampferzeuger
R. Bongartz, KFA-ISF

A. KOMMENTARE ANDERER

(Zusammenstellung W. Kröger, KFA-ISF)

Der Entwurf des Hauptbandes, der Mitte 1980 vorlag, wurde HRB/BBC, GHT und General Atomic (GA) mit Bitte um Kommentierung überlassen. Außerdem nahmen Teile der KFA und GRS Stellung, die mit den Analysen direkt nicht befaßt waren.

Die Kritikpunkte und Anregungen konnten zum größten Teil in der endgültigen Version des Hauptbandes berücksichtigt werden. Einige erübrigen sich durch die Detailausführungen in den Fachbänden, die damals noch nicht vorlagen. Dementsprechend ist es wenig sinnvoll, die Kommentare vollständig abzudrucken. Es reicht vielmehr aus, sich auf bestehen gebliebene Meinungsverschiedenheiten zu beschränken, die nachfolgend aufgeführt und beantwortet werden. Dazu zählen:

- die nach Meinung von GHT und HRB zu konservative Behandlung von Common-mode-Ausfällen,
- die nach Meinung von HRB zu konservative Behandlung von Verbrennungsvorgängen im Reaktorschutzgebäude und Unsicherheiten bei der Modellierung des Reaktorkerns bei extrem hohen Temperaturen (GHT),
- und nach Meinung von GHT die zu hohen Desorptionsanteile für Spaltprodukte bei Wassereinbruchstörfällen.

GA als Verfasser der AIPA hat sich sowohl mit dem Entwurf als mit der endgültigen Fassung des Berichtes sehr intensiv auseinander gesetzt. Darüber hinaus sind mit Hilfe eigener Modelle Unfallfolgebetrachtungen angestellt und die so gewonnenen Risikowerte mit den AIPA-Werten verglichen worden. Beide Dokumente sind vollständig aufgeführt. Einige Kritikpunkte richteten sich gegen Methoden und Daten, die von der 'Deutschen Risikostudie Kernkraftwerke' übernommen wurden. Zu ihnen hat die GRS direkt Stellung genommen.

A.1 HRB-KOMMENTAR ZU COMMON-MODE-AUSFÄLLEN UND ZU
VERBRENNUNGSVORGÄNGEN IM REAKTORSCHUTZGEBÄUDE

HOCHTEMPERATUR-REAKTORBAU GMBH
MANNHEIM

HRB-Kommentar zu Common-mode-Ausfällen

Kap. 4.1.3:

Bei der dominanten Ereigniskette KA-5 der Kernaufheizungsstörfälle wird für das Hilfskühlsystem nur eine Nichtverfügbarkeit von $3 \cdot 10^{-3}$ errechnet, wobei dieser Wert zu 90 % auf die Common-mode-Einflüsse der Primärkreiskomponenten (Primärkreisrückschlagklappen und Hilfsgebläse) zurückgeführt wird.

An diesem Beispiel zeigt sich, wie problematisch die pauschalierte Behandlung des Common-mode-Fehlers¹⁾ ist. Der generelle Ansatz von 10 % CMF-Anteil ist pessimistisch, die damit errechneten Nichtverfügbarkeitswerte sind daher überschätzt.

Entsprechend der Deutschen Risikostudie sollten lediglich die CMF-Anteile in Rechnung gestellt werden, die durch Betriebserfahrungen belegt werden können.

Ein ebenso ungünstiges Ergebnis liefert die Pauschalierung des CMF bei den Notstromdieseln, deren Nichtverfügbarkeit $3 \cdot 10^{-2}$ beträgt, so daß die vier Diesel - bedingt durch CMF - in ihrer Nichtverfügbarkeit nicht besser als $3 \cdot 10^{-3}$ sein könnten.

Antwort

(L. Camarinopoulos, KFA-ISF, jetzt IKT - TU Berlin)

Die HRB-Kritik bezüglich CMA kann in folgende Punkte gegliedert werden:

- Kritik an der prinzipiellen, methodischen Behandlung,
- Kritik an der numerischen Festlegung des CMA-Anteils zu 10 %.

Die Auffassung der PSH-Studie zu der methodischen Behandlung von Fehlern aus gemeinsamer Ursache ist im entsprechenden Kapitel des Fachbandes I dokumentiert. Sie deckt sich nicht mit der Auffassung der HRB. Insbesondere wäre eine Beschränkung auf solche CMA, die durch Betriebserfahrung belegt werden, auch in Anbetracht der geringen Betriebserfahrung mit HTR-Anlagen nicht gerechtfertigt.

Der gewählte, pauschale β -Faktor von 10 % basiert auf sicherlich beschränkten Erfahrungen mit bereits aufgetretenen CMA an unterschiedlichen Systemen und ist somit nicht statistisch voll abgesichert. Insofern kann der HRB-Einwand, daß der CMA-Anteil von 10 % pessimistisch ist, weder bestätigt noch verneint werden. Der Wert von 10 % wurde von der Studie als "best estimate"

¹⁾ Wird als Common-mode-Ausfall im Sinne dieser Studie verstanden.

angesehen; von ihm wurde nur dann abgewichen, wenn konkrete Betriebserfahrungen für spezielle Komponenten einen anderen Wert statistisch erhärteten. Ein solcher Fall sind die Dieselaggregate, die in der HRB-Kritik erwähnt werden. Die für die Dieselaggregate aus der Deutschen Risikostudie verwendeten β -Faktoren sind geringer ($\beta = 8 \cdot 10^{-3}$ /Anforderungsfall, $\beta = 3 \cdot 10^{-2}$ /Betriebsfall), so daß die HRB-Kritik diesbezüglich gegenstandslos wird.

Abschließend sollte erwähnt werden, daß die Studie sich im klaren ist, daß beim heutigen Stand der Technik auf diesem problembeladenen Gebiet, jede Modellauswahl bzw. numerische Parameterfestlegung offene Kritikpunkte aufweisen wird. Sie ist aber der Meinung, daß die getroffenen Annahmen für die vorliegenden Verhältnisse adäquat sind.

Bewertung:

Die Wichtigkeit der speziellen Wahl des β -Faktors auf die Ergebnisse sollte nicht überbewertet werden. Das kritisierte schlechte Ergebnis für das Hilfskühlsystem ($3 \cdot 10^{-3}$) hängt in gleicher Weise auch vom Inspektionsintervall der Primärgasrückschlagklappen ab. Letzteres aber läßt sich "deterministisch" und mit geringem Aufwand um einen Faktor 10 reduzieren.

HRB-Kommentar zu Verbrennungsvorgängen im Reaktorschutzgebäude

- a) Bei der Berechnung der Verbrennungsdrücke im Reaktorschutzgebäude zum Zeitpunkt 110 h, wurde in der Studie eine plötzliche Verbrennung nach Ansammlung der brennbaren Gase angenommen.

Wir halten diese Annahme für pessimistisch, da es unter hypothetischen Störfallbedingungen zu einer kontinuierlichen Verbrennung oder zu Verpuffungen kommen kann. Diese Möglichkeit und ihre Auswirkungen auf die Ergebnisse der Studie wurde nicht diskutiert.

- b) Auch unter der Annahme "plötzliche Verbrennung am Zeitpunkt 110 h" halten wir die ermittelten Verbrennungsdrücke für überschätzt:

- Ein Drucksteigerungsfaktor von 6 - 7 (Seite 4-48) kann unter keinen Bedingungen für die am Zeitpunkt 110 h gegebene Gaszusammensetzung sowie andere Randbedingungen bei der Verbrennung im geschlossenen Reaktorschutzgebäude entstehen. Auch nicht unter idealisierten Randbedingungen (adiabate-, isochore-, vollständige Umsetzung).
- Den von Ihnen angegebenen Drucksteigerungsfaktor im Wert von 3,5 halten wir für überschätzt. Eine Ableitung dieses Wertes, in Abhängigkeit von der Temperatur, Zusammensetzung vor der Verbrennung, der Verbrennungsgeschwindigkeit sowie der Wärmeverluste wurde in der Studie nicht aufgeschlüsselt.

Da uns die Abschätzung der Verbrennungsdrücke mit großen Unsicherheiten behaftet erscheint, ist eine ausführliche Diskussion dieser Unsicherheiten und ihrer Auswirkungen auf die Endergebnisse der freigesetzten Spaltprodukte wünschenswert.

Nach Meinung von Prof. Wagner, Universität Göttingen, ist nicht auszuschließen, daß die Vorgänge im Reaktorschutzgebäude sehr konservativ beschrieben worden sind. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um neben den Unsicherheiten in der Beschreibung der Vorgänge im Reaktorschutzgebäude auch Unsicherheiten bezüglich der Strömung im Reaktordruckbehälter während der Betonzersetzung mitabzudecken (siehe auch Fachband II, B.1, Seite 76).

(Auszüge aus Stellungnahme von Prof. Wagner zu eventuell
möglichen Verbrennungsprozessen)

ANHANG I
=====

Über die Möglichkeiten der Entzündung des aus dem Reaktor-
gehäuse austretenden Gases

Durch die Entlastungsleitung tritt, nachdem das Helium aus dem Reaktor in das Containment ausgetreten ist, brennbares Gas mit einer Temperatur von 950°C und einem Gehalt von 36% ($\text{CO} + \text{H}_2$). Die anderen Komponenten sind nach (Angaben von Herrn Bogorinski)

	He	H_2O	CO_2
50 Std	29%	8%	28%
60 Std	1%	22%	41%

Die Gastemperatur im Containment ist ca. $60-70^{\circ}\text{C}$, der Sauerstoffgehalt etwa 10%. Aus dem Druckanstieg im Containment (3 bar von 80 bis 144 Std nach Störfalleintritt) ergibt sich bei einem freien Durchmesser der Öffnung von $d = 25 \text{ cm}$ eine mittlere Ausströmgeschwindigkeit v um 10 m/s und eine Reynoldssche Zahl von etwa $13\,300 = \text{Re} = \frac{v \cdot d}{\nu}$ (ν = kinematische Zähigkeit bei 950°C), d.h. das Gas strömt turbulent aus. Solange die Öffnung frei ist, bildet sich ein Strahl aus, in den Gas aus der umgebenden Atmosphäre eingesaugt wird. Dabei fällt die Strahltemperatur (auf der Strahlachse etwa hyperbolisch) ab, ebenso die Konzentration des Brennstoffes, während die Konzentration der umgebenden Atmosphäre auf der Strahlachse zunimmt. (Für Einzelheiten siehe z.B. Hinze, Turbulence)

Für das Einsetzen der Zündung sind folgende Punkte zu betrachten:

- 1.) Fremde Zündquelle
- 2.) Selbstzündung wegen der erhöhten Temperaturen
- 3.) Zündung durch mitgerissene heiße Teilchen
- 4.) Elektrostatische Zündung.

- Zu 1: Das Auftreten fremder Zündquellen kann nur durch Annahmen festgelegt werden.
- Zu 2: Der heiße Gasstrahl mischt sich, wie oben angedeutet, mit der umgebenden Atmosphäre. Dort, wo die Mischung stöchiometrisch geworden ist, beträgt die Temperatur etwa 320°C und liegt deutlich unter der Zündtemperatur von $\text{CO} + \text{H}_2$ -Gemischen. An der Stelle der halbstöchiometrischen Mischung beträgt die Temperatur etwa 480°C (ca. 6% O_2 im Gas) und bei einem O_2 -Gehalt von 5% ist die Temperatur 590°C .

Es gibt damit Gebiete im Strahl mit Temperaturen, die den Zündtemperaturen nahe kommen. Experimentelle Untersuchungen über Zündung in Gasstrahlen ergaben im allgemeinen, daß die für Eintreten der Zündung erforderlichen Temperaturen höher liegen als in ruhigen Gemischen. Diese Versuche wurden aber bei Abmessungen der Versuchsanordnung vorgenommen, die wesentlich geringer als im hier betrachteten Fall waren. Für die hier interessierenden Abmessungen gibt es keine experimentellen Unterlagen. Wegen der bei großen Abmessungen längeren Aufenthaltszeiten und der Teilchenschichte (hohe Temperatur, wenig O_2 , beim Übergang zu niedrigeren Temperaturen steigender O_2 -Gehalt) muß man damit rechnen, daß die Selbstzündung begünstigt wird. In dieser Richtung wirkt noch die Tatsache, daß die hier angegebenen Temperaturen und Konzentrationen Mittelwerte darstellen für die Daten in turbulenter Strömung. In Wirklichkeit gibt es für die verschiedenen Größen, wie Konzentration und Temperatur Verteilungsfunktionen, die bewirken, daß in bestimmten Bereichen höhere O_2 -Konzentration bei gleichzeitig höherer als der hier angegebenen Temperatur vorliegen. Hinzu kommt, daß die Austrittstemperatur des Gases eventuell höher liegen könnte - für bestimmte Zeitintervalle als der hier benutzte Wert.

Es ist nicht sicher, daß Selbstzündung wegen der erhöhten Temperatur eintritt, es gibt aber dafür eine endliche Wahrscheinlichkeit.

Zu 3: Heiße Teilchen, die im Gasstrahl mitgerissen werden, haben die Temperatur dieses Gasstrahl, 950°C . Bei einer Größe von einigen Millimetern sollte das zur Entzündung des Gasgemisches ausreichen, wenn sie mit dieser Temperatur, d.h. ohne wesentliche Abkühlung während des Mischvorganges in dem Bereich zündfähigen Gemisches gelangen. Handelt es sich bei diesem Teilchen um Graphitstückchen, dann werden diese bei Zutritt von O_2 aus der Containmentatmosphäre reagieren und damit ihre Temperatur halten. Sie sind damit als Zündquellen besonders geeignet.

Zu 4: Damit elektrostatische Zündung eintreten kann, sind erfahrungsgemäß im wasserstoffhaltigen Gas hohe Strömungsgeschwindigkeiten erforderlich (nahe Machzahl = 1). Solange die Öffnung des Ausströmröhres frei ist, treten solche Geschwindigkeiten nicht auf. Das kann sich ändern, wenn Störungen auftreten, die zu einer Verengung des Querschnittes am Austritt führen und damit die Strömungsgeschwindigkeiten stark erhöhen.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß verschiedene Mechanismen denkbar sind, die zur Entzündung des austretenden Brennstoffes naher der Mündung der Entlastungsöffnung am Reaktor führen können. Da es keine experimentell gesicherten Daten für ein System der hier betrachteten Abmessungen gibt, muß die Wahrscheinlichkeit für das Eintreten der Zündung geschätzt werden, sie dürfte im Bereich um 10% liegen. Zu bemerken ist noch, daß auch ohne Eintreten der Selbstzündung ein gewisser Teil des austretenden Brennstoffes in den heißen Mischzonen umgesetzt wird, da die Aufenthaltzeiten bei der erhöhten Temperatur doch wegen der Größe des Systems relativ lang sind.

ANHANG II

=====

Für die Ermittlung der Drucksteigerung im Reaktorgebäude wird die für Explosionen in geschlossenen Behältern gültige Formel zugrundegelegt, in der die zeitliche Druckänderung proportional zur effektiven Flammengeschwindigkeit relativ zum Unverbrannten ist. Wie angegeben, wäre im idealen Fall ohne Wärmeverluste eine Drucksteigerung um einen Faktor 6-7 zu erwarten (isochore vollständige Umsetzung).

Dem stehen entgegen:

- a) Wärmeverluste, die zu einer Verminderung des Druckes für den idealen Fall führen und die umso größer sind, je länger die Durchbrennzeit ist. Dabei ist davon auszugehen, daß ein größerer Teil des Gases turbulent ist, so daß guter Wärmeaustausch mit Wänden und Einbauten stattfindet, wobei auch noch Wasser auskondensiert.
- b) die nicht überall stöchiometrische Vermischung des Gemisches, die dazu führt, daß Bereiche, wenn überhaupt, dann langsamer abbrennen. Die zugrundegelegten interpolierten laminaren Flammengeschwindigkeiten liegen in der Größenordnung von 10 cm/s, sind also sehr gering. Magere oder fettere Gemische haben Flammengeschwindigkeiten, die entsprechend noch kleiner sind. Es ist, da die Zündgrenzen in turbulenten Gasen enger sind als die mit Standardmethoden ermittelten Werte damit zu rechnen, daß auch Bereiche, in denen das Gemisch gerade noch innerhalb der Zündgrenzen liegt, überhaupt nicht mehr abbrennen und damit auch nicht zur Drucksteigerung innerhalb der Durchbrennzeit beitragen.

Eine genaue und quantitative Angabe, wie stark diese Effekte den erreichbaren Maximaldruck gegenüber dem idealen Wert vermindern, läßt sich nicht machen. Da aber die Berücksichtigung der Wärmeverluste bei einer Durchbrennzeit um 100 s die Drucksteigerung schon auf einem Faktor 3,5 reduzieren und da die unter b) genannten Effekte ebenfalls druckvermindernd wirken, erscheint

ein Druckerhöhungsfaktor von 4 als 90 - 95% Wert der Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktion vernünftig, vorausgesetzt, die extrapolierten laminaren Flammengeschwindigkeiten erweisen sich bei der experimentellen Nachprüfung als richtig.

A.2 GHT-KOMMENTAR ZUR MODELLIERUNG KERNAUFHEIZUNG UND ZUR SPALTPRODUKT-DESORPTION

GESELLSCHAFT FÜR HOCHTEMPERATUR-REAKTOR-TECHNIK MBH
BERGISCH-GLADBACH 2 (BENSBERG)

GHT-Kommentar Modellierung Aufheizung - Reaktorkern

Erwartungsgemäß stellen die Kernaufheizungsstörfälle die größten Risikobeiträge dar. Aus diesem Grunde sind Untersuchungen zum Phänomen der Kernaufheizung von entscheidender Wichtigkeit. Nach unserer Meinung darf der Aufheizvorgang nicht nur als ein Wärmeleitungsproblem mit quasistationären Wärmequellen dargestellt werden.

So kann beispielsweise nicht davon ausgegangen werden, daß zwar bei diesen Temperaturen alle Wärmequellen im Core vorhanden sind, daß aber gleichzeitig die Spaltprodukte, die ja gerade die Wärmequellen darstellen, das Core verlassen haben. Die so erhaltenen Maximaltemperaturen des Cores von ca. 3800 °C sind deshalb reine Rechenwerte.

Bei der Analyse des Ablaufs einer hypothetischen Kernaufheizung sollte gezeigt werden, wie die Transportvorgänge von Spaltprodukten und Schwermetall bei Temperaturen oberhalb ca. 2000 °C ablaufen. Beispielsweise interessiert die Frage, ob das Core bei diesen Temperaturen noch als abgeschaltet betrachtet werden kann, ob der Temperaturkoeffizient positiv wird, oder ob eine Rekritikalität von kondensierendem Schwermetall denkbar ist.

Da diese wichtigen Fragen in der Studie nicht behandelt wurden, sind wir der Auffassung, daß Aussagen über Corezustände, bei denen die Temperaturen über 2500 °C liegen, keine ausreichende Basis für eine quantitative Abschätzung des Restrisikos für Hochtemperaturreaktoren liefern können.

Antwort (Auszüge aus ISF-Notiz-Nr. 13/80-I)

Modellbeschreibung der Kernaufheizung

Hauptwärmequelle im abgeschalteten Reaktorkern ist die Zerfallswärme der im Kern befindlichen Spalt- und Aktivierungsprodukte. Die genaue Kenntnis der zeitlichen und örtlichen Änderung dieser Wärmequellen ist nötig, um Temperaturen innerhalb des Primärkreises und die Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Kern realistisch abschätzen zu können.

Da beide Probleme über die Verteilung der Spaltprodukte innerhalb und außerhalb des Kerns miteinander gekoppelt sind, wird die Kernaufheizung des HTR-1160 durch die "iterative" Anwendung eines Thermodynamik-Codes (CORCON) und eines Spaltprodukt-Freisetzungscodes (SORS) beschrieben.

Jede von 75 Zerfallsketten wird mit Zerfall und Aufbau entlang ihres Weges innerhalb des Primärkreises verfolgt. Die Nuklidaktivität wird in Wärmequellen umgerechnet und Summation über alle Nuklide ergibt die Nachzerfallswärme in Abhängigkeit von Ort und Zeit; daraus ergibt sich wiederum der zeit- und ortsabhängige Temperaturverlauf, der das Verhalten verschiedener Komponenten und die Spaltproduktumverteilung bestimmt.

Daß dies nötig ist, ergibt sich aus der Tab. 1, in der die Schmelz- und Siedetemperaturen der Hauptbeiträger der Zerfallswärme zusammengestellt sind. Abb. 2 zeigt die zeitabhängigen Beiträge, wenn alle Spaltprodukte im Kernbereich verbleiben.

Da die Sublimationstemperatur, bei der Kohlenstoff einen Dampfdruck von 1 bar aufgebaut hat, bei 3800 °C liegt, werden die meisten Beiträger zur Nachzerfallswärme, wie der Temperaturverlauf der Abb. 1 zeigt, vorher aus dem Kern ausgetrieben worden sein. Die Beiträge zur Nachwärme der im Kernbereich verbleibenden Spaltprodukte sind in Abb. 3 gezeigt. Edelgase, Halogene und eine Reihe flüchtiger Metalle werden den Kernbereich mit Sicherheit verlassen oder zumindestens an die Peripherie verlagert.

Die wesentlichen Charakteristika der Modelle sind die simultane Berechnung des

1. Wärmetransports innerhalb des Kerns und aus dem Kern bei
 - . Zylindergeometrie
 - . adiabatischen Randbedingungen
 - . Transport durch Spaltproduktumverteilung, Leitung und Strahlung.Sublimationswärme und Kondensationswärme des Graphits sind nicht berücksichtigt.
2. Komponentenversagen¹⁾ durch
 - . Erreichen vorgegebener Versagenskriterien
 - . bei Versagen örtliche Änderung der thermischen Eigenschaften
 - . Änderung der Eigenschaften der Core-Oberfläche, wenn Bruchstücke (abbröckelnder Beton) darauffallen
 - . Wärmekapazität des Betons unterschätztStrukturversagen des Reaktorcores wird nicht unterstellt.

¹⁾ relevant: Versagen aus RDB-Beton im oberen Bereich des Behälters bei Ausfall des Linerkühlsystems

3. Spaltprodukt-Freisetzung unter vereinfachten Randbedingungen durch

- . Partikelversagensmodelle
- . Diffusion im Graphit
- . Sorption an Oberflächen
- . konvektivem Transport in Kühlkanälen.

4. Reaktor mit Hilfe der Abschaltssysteme abgeschaltet und unterkritisch während des betrachteten Zeitraumes von 240 h.

Das Verhalten von Protactinium, dem Haupt-Nachwärmebeiträger auf lange Sicht (s. Abb. 2 u. 3), und die Graphit-Sublimation sind die wesentlichen Unsicherheiten der Berechnung.

3. Diskussion von Kritikpunkten

Die Kritik an dem eingesetzten Modell richtet sich vor allem gegen die Annahme einer stabilen Kerengeometrie und Unterkritikalität, vielmehr werden größere Schäden im Reaktorkern und ggf. 'Zusammenlaufen' von Spaltprodukten und Spaltstoff erwartet. Die Ergebnisse der Diskussion unter den genannten Teilnehmern werden im folgenden wiedergegeben.

3.1 Brennelementverhalten - Core-Strukturversagen

Nach Untersuchungen von Herrn Schenk werden bei spätestens 2500 °C oxydische Partikel u.a. durch den sich zusätzlich zum Spaltgasdruck durch Karbidbildung aufbauenden CO-Druck explosionsartig zerstört. Diese Zerstörung setzt sich lawinenartig fort und führt zur Zerstörung der Kugelbrennelemente bzw. Beschädigung des gesamten Reaktorkerns. Bei karbidischem Brennstoff spielt dieser Effekt keine große Rolle, allerdings beginnt karbidischer Brennstoff bereits bei Temperaturen ab 2300 °C durch Graphit zu diffundieren.

Dies übertragen auf die HTR-1160 'fuel-rods' führt zu der Frage, ob über diesen Effekt und die sich dabei evtl. mit UC_2 -TRISO- und ThO_2 -BISO-Partikel aufbauenden Drücke möglicherweise die Struktur der Brennelementkanäle, im weiteren dann der Kühlkanäle und schließlich des kompletten Brennelementblocks geschädigt wird und bei massenhaften Auftreten evtl. sogar die Struktur des gesamten Kerns verloren geht.

Dies kann aus folgenden Gründen mit hoher Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen werden:

1. Die 'fuel-rods' enthalten neben den ThO_2 -BISO noch UC_2 -TRISO-Partikel, bei denen kein zusätzlicher CO-Druck entsteht. Da diese früh 'durchlässig' für UC_2 werden (sie setzen auch früh erhebliche Mengen Cs, Zr und Eu frei) und UC_2 die BISO-Partikel angreift und schädigt, wird die explosionsartige Zerstörung der BISO-Partikel gemildert.
2. Selbst bei teilweiser Zerstörung eines Brennelementes bieten die vorhandenen Kühlkanäle hinreichend Platz, um Volumen- und/oder Druckzuwachs aufzunehmen.
3. Die Core-Umfassung ist in der Lage, entstehende Drücke aufzunehmen (Normalbetriebsdruck 50 bar).

Man kann nicht ausschließen, daß die Zerstörung der 'fuel-rods' innerhalb der Brennstab-Bohrungen zur teilweisen Beschädigung des Brennelementblocks führt, aber die Core-Integrität ist dadurch nicht gefährdet. Dem wirkt noch ein zweiter Effekt entgegen, nämlich das Brennstoff-Verhalten.

3.2 Brennstoffverhalten

Mit steigenden Temperaturen werden viele Spaltprodukte (Cs ab 1400 °C) und UC_2 (ab 2300 °C) in den sie umgebenden Matrixgraphit diffundieren.

Dabei ergeben sich hinsichtlich UC_2 bzw. UC zwei Möglichkeiten.

1. Der Brennstoff verteilt sich gleichmäßig im Kern, wodurch eine Homogenisierung bewirkt wird, die wiederum einer möglichen Rekritikalität entgegenwirkt.
2. Es bildet sich eine Brennstoff-Schmelze oberhalb des Reflektors in den einzelnen (abgeschlossenen) Kanälen oder eine noch weiter verdichtete Brennstoffkonzentration, die zu Kritikalitätsproblemen führen könnte.

Die letztere Möglichkeit wird als unwahrscheinlich angesehen. Zwar ist durch die Richtung des Brennstoffkanals eine Vorzugsrichtung angegeben, in der sich Brennstoff verdichten könnte, aber da karbidischer Brennstoff gut diffundiert (und gute Wärmeleitung besitzt) und der umgebende Matrixgraphit seine Struktur im wesentlichen behält, wird der Brennstoff viel wahrscheinlicher per Diffusion sich im Core verteilen, als sich wie in einem Schmelzofen zu sammeln. Dies wird auch dadurch erschwert, daß die Brennstabkanäle der Brennelemente beidseitig verschlossen sind. Die Möglichkeit der Rekritikalität

über Brennstoffverdichtung erscheint somit sehr unwahrscheinlich.

Bei den Spaltprodukten kann man bzgl. des gesamten inneren Reaktordruckbehälters mit großer Sicherheit von einer Homogenisierung der Spaltproduktverteilung bzw. der Wärmequellen ausgehen, wodurch die Temperaturanstiege langsamer werden.

Verstopfung der Kühlkanäle durch Strukturversagen der Brennelementblöcke würde dies nicht verhindern, sondern nur verzögern, da nur der konvektive Transport in den Kühlkanälen teilweise unterbrochen würde, Porendiffusion jedoch nach wie vor wirksam wäre.

3.3 Graphit-Sublimation

Im Verlauf der Kernaufheiztransiente (Abb. 5) wird die Sublimationstemperatur in einem zentralen Bereich von ungefähr 5 % des Kernvolumens überschritten. Dies ist möglich, da das Modell Graphitsublimation nicht berücksichtigt und die Graphitstrukturen erhält. Dies bedeutet jedoch nicht, daß in einem ähnlich großen Bereich real die Kernstruktur geändert würde.

Sublimation des Graphits und Kondensation an kühleren Stellen würde wiederum eine Umverteilung auch der Wärmequellen bedeuten, was weitere Homogenisierung der Wärmequellen und niedrigere maximale Temperaturen zur Folge hätte. Auch die Berücksichtigung der Sublimations- und Kondensationswärme hätte ähnliche Konsequenzen.

Es ist davon auszugehen, daß - wenn überhaupt - erheblich kleinere Bereiche sublimieren, so daß die Kernstruktur als ganzes relativ ungeschädigt bleibt.

3.4 Kritikalität, Rekritikalität

Hier wurden zwei Fragenkomplexe angesprochen:

- 1) Ereignisketten mit Ausfall der Abschaltssysteme, die in der Analyse wegen ihrer geringen Eintrittswahrscheinlichkeit und kaum höheren Auswirkungen für das Risiko gegenüber ähnlichen, mit funktionierenden Abschaltssystemen vernachlässigt werden.

Herr Scherer wies darauf hin, daß bei Unfällen mit Ausfall der Abschaltssysteme aus sehr ungünstigen Ausgangsbedingungen heraus mit einem erheblich beschleunigten Temperaturanstieg zu rechnen ist, so daß daraus höhere Auswirkungen resultieren können.

Der Risikobeitrag scheint nach wie vor vernachlässigbar zu sein, da diese ungünstigen Bedingungen eben auch sehr unwahrscheinlich sind, außerdem

scheint das Blockreaktorkonzept in Bezug auf Eintritt der Reaktivität etwas günstiger zu sein. Es sollte aber versucht werden, diese Störfälle zusammenzustellen und zu bewerten. Herr Scherer hat sich bereit erklärt, dabei die notwendigen Hilfestellungen zu leisten.

- 2) Rekritikalität, die sich aus dem Kernaufheizstörfall heraus ergeben könnte. Hier sind verschiedene Möglichkeiten angesprochen worden.
 - a) Die Konzentration von Brennstoff (z.B. als Brennstoffschmelze). Diese Möglichkeit wurde oben bereits als nicht wahrscheinlich eingestuft; die homogene Verteilung des Brennstoffs über Diffusion in die Graphitstrukturen ist wahrscheinlicher und realistisch.
 - b) Nach Abschmelzen der Abschalt-Halterungen und Schmelzen der Abschaltstabhüllen 'kompaktieren' die Bor-Karbid-Stäbe im unteren Teil ihrer Bohrungen. Da gleichzeitig das nicht abgeschirmte Bor erheblich effektiver als Neutronengift wirkt, sollte dies nicht zur Rekritikalität führen. Diffusion von geschmolzenem Borkarbid findet bei 3000 °C und mehr nur sehr langsam statt, so daß auch dies die Abschaltwirkung kaum beeinträchtigt /4/.
 - c) Die Anwesenheit von Wasserdampf, der bei Zersetzung von Beton zusammen mit CO₂ entsteht, kann im Kern zur Reaktivitätsanhebung führen, wird aber ebenfalls nicht zur Rekritikalität führen.

Das Zusammenwirken verschiedener Effekte, auch der Spaltprodukt- und damit Reaktorgift-Umverteilung, müßte noch einmal genauer untersucht werden.

Dies ist in der HSK-Untersuchung /5/ bereits einmal geschehen. Dort muß innerhalb der ersten 9 h das zweite Abschaltssystem gefordert werden, um Rekritikalität zu vermeiden. Allerdings unterliegen diesen Abschätzungen erheblich steilere Temperaturverläufe; so wird die mittlere Kerntemperatur von 2000 °C bzw. 3000 °C bereits nach 10 h bzw. 30 - 35 h erreicht.

4. Zusammenfassung und Schlußfolgerung

Abschließend kann man feststellen, daß bei einer Kernaufheizung des HTR-1160

- . die Kernstruktur im wesentlichen intakt bleiben wird,
- . keine Brennstoffkompaktierung auftreten wird,
- . die Spaltproduktfreisetzung aus dem Kern nicht beschleunigt wird,
- . alle Effekte, die Spaltprodukte und damit Wärmequellen homogener verteilen, die Temperaturanstiege verlangsamen werden und damit

- auch die Spaltproduktfreisetzung langsamer wird,
- . Rekritikalität nicht wahrscheinlich ist.

Der letzte Punkt sollte jedoch noch durch eine etwas detailliertere Betrachtung untermauert werden.

Die in der PSH-Studie benutzten Modelle beschreiben damit die Kernaufheizung eher konservativ; die dort in Rechnung gestellte Unversehrtheit der Kernstruktur kann jedoch im großen und ganzen bestätigt werden. Auch die dort errechneten Spaltprodukt-Freisetzungen sind eher konservativ. Es erübrigt sich danach, die Einwirkungen der oben angesprochenen Effekte auf die Spaltprodukt-Freisetzung im Rahmen der PSH-Studie neu zu modellieren.

Spaltprodukte, die trotz hoher Inventare und Wirkungskonstanten wegen der Rückhaltung im Reaktorkern vernachlässigt werden, wie etwa Pa, brauchen nicht zusätzlich betrachtet zu werden, da sie ggfs. aus der heißesten Zone im Reaktorkern freigesetzt werden können, sie sich an den 'kälteren' Stellen aber sofort wieder ablagern würden. Eine verstärkte Freisetzung von Sr und Cs aus dem Reflektor ist nicht zu befürchten, da die diskutierten Effekte nicht zu nennenswert höheren Temperaturen in diesem Bereich führen.

Gesprächs-

XXXXXXXXXXXXXXXXXXXX
Akten / Telefon / Besprechungs / Notiz Nr. 13/80-I

Blatt:

Erledigt
durch / bis

Literatur:

- /1/ AIPA-HTGR Accident Initiation and Progression Analysis,
Vol. 1 - 8, GA-13617 (- 1977), Phase II, GA- 15000 (1978)
General Atomic, San Diego

- /2/ Arbeitsgemeinschaft KFA-ISF/GRS,
Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standort-
bedingungen, Hauptband zur Phase Ib,
Bericht für den BMI, 7/1980 (Entwurf)

- /3/ P. Soo et al
Sublimation Phenomena in H451 Graphite
BNL-NUREG-25717 (1979)
14. Carbon Conference

A.G. Whittaker, P. Kintner
Particle Emission during the Sublimation of Graphite
Carbon, Vol. 7 (1969) 415

J.T. Clarke, B.R. Fox
Rate and Heat of Vaporization of Graphite above 3000°K
The Journal of Chemical Physics, Vol. 51, No. 8 (1969) 3231

- /4/ Sastry, Soo, Schweitzer
High Temperature Gas Cooled Reactor Core Heatup Experiments
BNL/NUREC 23218, Sept. 1977

- /5/ J. Wolters et al
Untersuchungen zu den Auswirkungen hypothetischer Störfälle
bei HTR, Teil 2,
Jül-1466, 11/1977

TABLE 1
MELTING AND BOILING POINTS OF MAJOR CONTRIBUTORS TO DECAY HEAT

Element	Melting Point (°C)	Ref.	Boiling Point (°C)	Ref.
Krypton	-157	4-27,-28	-152	4-27,-28
Xenon	-112	4-27,-28	-108	4-27,-28
Iodine	114	4-27,-28	183	4-27,-28
Cesium	28	4-27,-28	678	4-27,-28
Strontium	769	4-27,-28	1384	4-27,-28
Barium	704	4-27	1640	4-28
	725	4-28		
Lanthanum	826	4-27	3457	4-28
	921	4-28		4-30
Praseodymium	927	4-27	3512	4-28,-29
	931	4-28,-29		
Protactinium	2982	4-27	4027	4-30,-31
	<1600	4-28		
	1572	4-31		
	1227	4-30		
Zirconium	1843	4-27	4377	4-28
	1852	4-28		
Niobium	2416	4-27	4742	4-28
	2468	4-28		

- 4-27. Etherington, H. (ed.), Nuclear Engineering Handbook, 1st ed., McGraw-Hill, New York, 1958.
- 4-28. Weast, R. C. (ed.), CRC Handbook of Chemistry and Physics, CRC Press, Cleveland, 1977.
- 4-29. Hultgren, R., et al., Selected Values of the Thermodynamic Properties of the Elements, American Society for Metals, Menlo Park, Ohio, 1973.
- 4-30. Müller, A., Kernforschungsanlage, Jülich GmbH, personal communication on thermodynamic properties of selected fission products, 1978.
- 4-31. Oetting, F. L., et al., The Chemical Thermodynamics of Actinide Elements and Compounds, Part I, The Actinide Elements, International Atomic Energy Agency, Vienna, 1976.

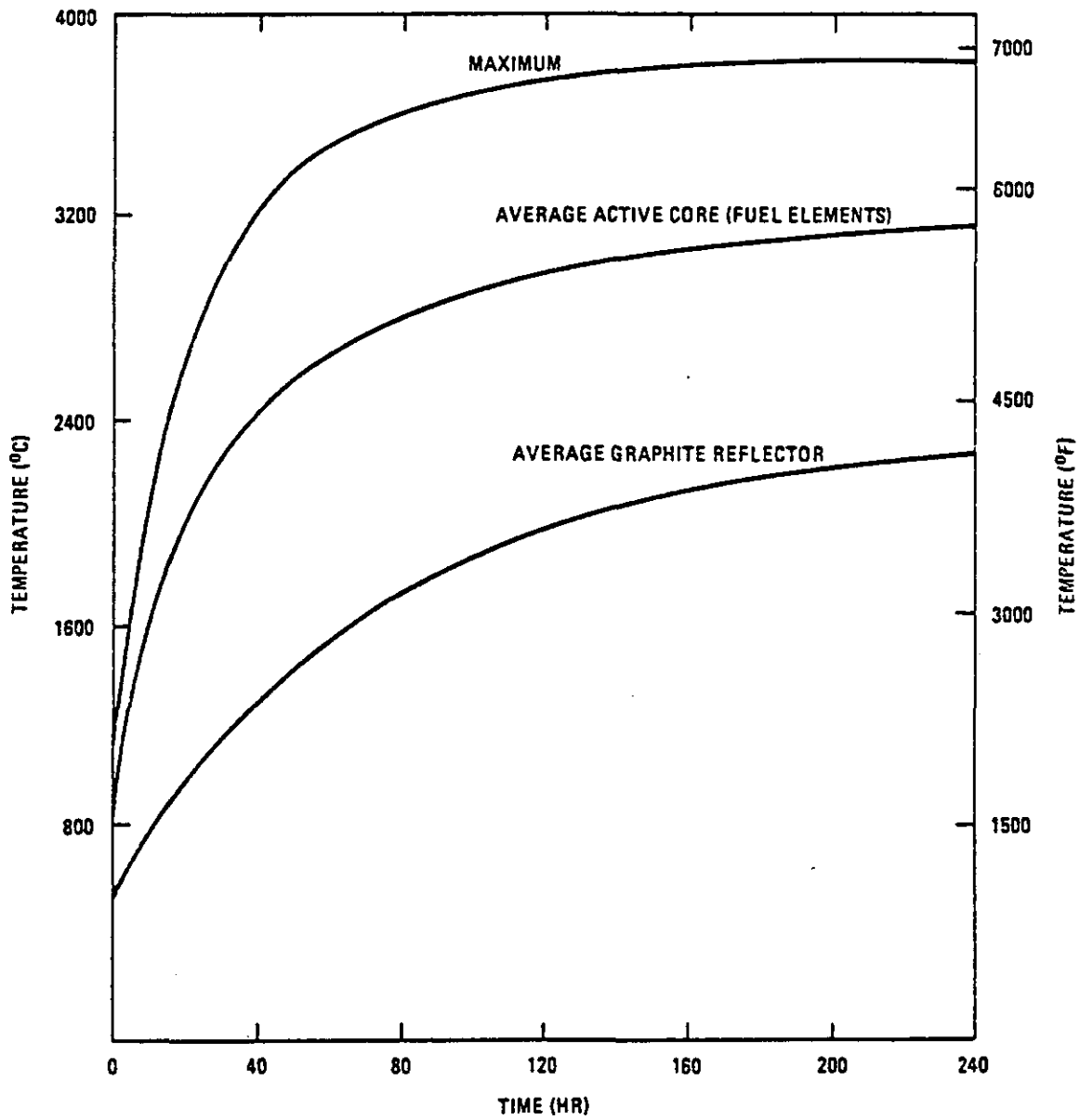


Abb. 1: Transient core temperatures during unrestricted core heatup

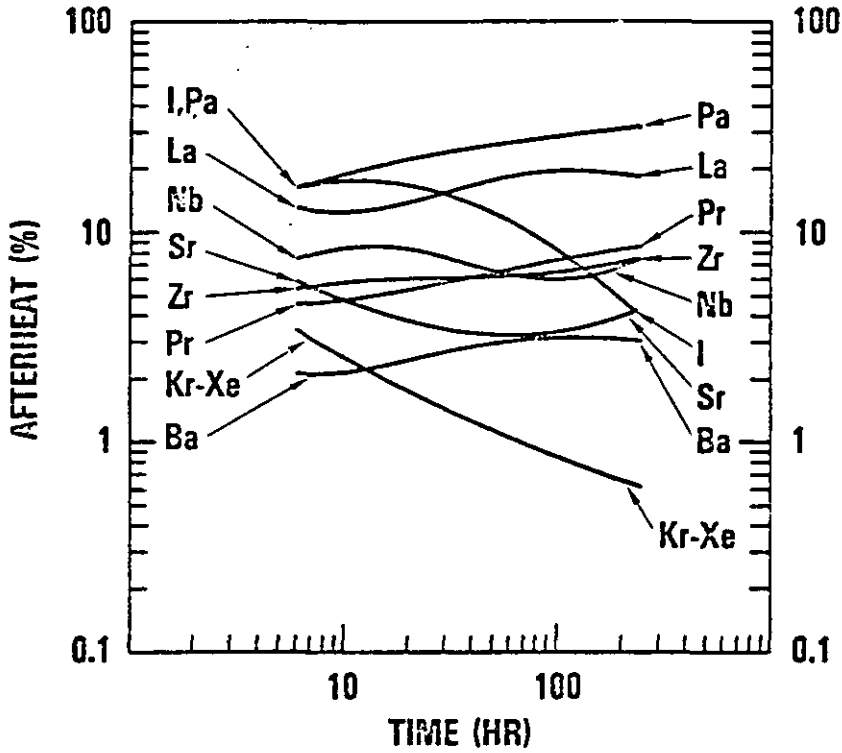


Abb. 2: Time-dependent contributions to afterheat of key elements with no release from the core

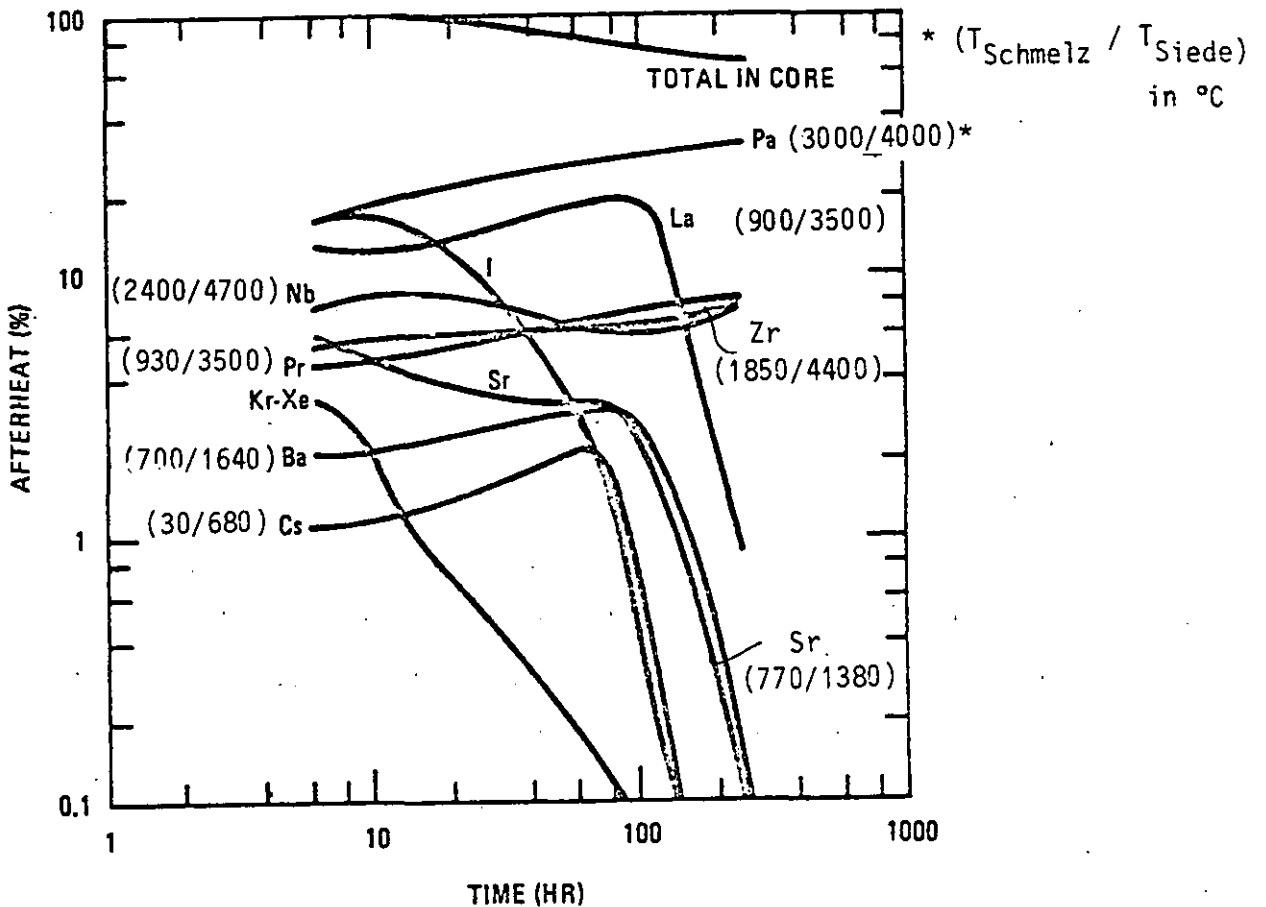


Abb. 3: Time-dependent contributions to afterheat of key elements for unrestricted core heatup

GHT-Kommentar zur Spaltprodukt-Desorption

Das Phänomen der Spaltproduktfreisetzung nach Wassereinbruch wird unserer Meinung nach zu konservativ abgehandelt, so daß die freigesetzten Spaltprodukte um Größenordnungen zu hoch erscheinen. Insbesondere ist uns der Effekt der Brennelement-Hydrolyse von karbidischem Spaltstoff nicht verständlich. Uns sind keine Untersuchungen bekannt, nach denen Wasserdampf in größeren Mengen durch den Moderator zu den Partikeln diffundiert, um dort mit den defekten Partikeln zu reagieren und die Spaltprodukte ins Kühlgas freizusetzen. Ähnlich unverständlich sind die großen Beiträge, die durch Desorption entstehen. Wenn man andererseits die Schwierigkeiten in Betracht zieht, die bei der Dekontamination von Primärkreiskomponenten auftreten, scheinen die angegebenen Desorptionsraten von beispielsweise Cs weit zu hoch.

HRB

Kap. 5.2:

Der Desorptionsanteil von 30 % bei Cs und Sr nach einem Wassereinbruchstörfall kann nicht nachvollzogen werden.

Antwort

(W. Burgmer, KFA-ISF, jetzt INTERATOM)

a) BE-Hydrolyse ist unverständlich.

Hier kann ich nur auf die ISF-Notiz 12/80 verweisen, in der dieser Punkt der Hydrolyse näher erläutert ist. Als Zusatzinformation vielleicht noch die Tatsache, daß die GA-Daten zur BE-Hydrolyse wohl auf Experimenten mit unbeschichteten Partikelkernen beruhen. Die von GA selbst angesprochenen Schwächen des Modells sind u.a. in der OXIDE-3 Programmbeschreibung zusammengestellt.

b) Desorption zu hoch

Die Desorptionsbeiträge sind konservativ, besonders bei Cs/Sr.

Sie stützen sich auf verschiedene Arbeiten, die im entsprechenden Kapitel des Fachbandes WE, das Ihnen schon vorliegt, angegeben sind.

Es wird kein dynamisches Desorptionsmodell benutzt, das die Beiträge mit großer Wahrscheinlichkeit reduzieren würde.

Das Phänomen der Dekontamination in diesem Zusammenhang ist interessant, wenn man die Verhältnisse übertragen kann, unter denen Desorption bzw. Dekontamination stattfinden. Ich selbst habe darüber jedoch keinerlei Informationen.

INSTITUT FÜR NUKLEARE SICHERHEITSFORSCHUNG DER KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH			Akten-/Telefon Gesprächs- Berechnungs / Notiz Nr. 12/80-I		
Berichter	Abt./Tel.	Az.	Textseiten	Anlagen	Datum
Dr. W. Burgmer	I/6151	Dr.Bu/Tie	2	-	1.7.1980
Verteiler / Anzahl Dr. Fassbender ISF Dr. Meister " Dr. Wolters " Dr. Katscher " Dr. Kröger " Dr. Moormann " Mr. Ashworth " Dr. Förthmann IRW DI Petersen IRE			Betreff: Hydrolyse von UC ₂ -Brennstoff- partikeln bei einem Wasserein- bruch in den HTR-1160. Gespräch am 25.6.1980		
Teilnehmer: Dr. Katscher ISF Dr. Moormann " Mr. Ashworth " Dr. Burgmer " Dr. Förthmann IRW					Erledigt durch/bis
<p>Ziel des Gespräches war die Klärung des Mechanismus, der bei Wassereinbruch-Störfällen in den HTR-1160 durch Hydrolyse defekter UC₂-Partikel zur Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte aus diesen Partikeln führt.</p> <p>Zugrunde gelegt sind Wassereinbruch-Störfälle, bei denen nach einem Dampferzeuger-Rohrbruch der Reaktor abgeschaltet wird, aber wegen versagender Speisewasserabsperrventile der defekte Dampferzeuger nicht korrekt isoliert werden kann, so daß bis zu 16 t Wasser über das Leck in den Primärkreis gelangen. Die restlichen 5 Dampferzeuger des Hauptkühlsystems erlauben jedoch, daß die Kühlung des Reaktorkerns kurzfristig (20 min) ohne große Beeinträchtigung weiterbetrieben werden kann, wodurch die Temperaturen schnell und effektiv abgesenkt werden (Heißgastemperaturen von ~ 730°C auf ~ 300°C). Bis die Hilfskühlsysteme danach die langfristige Kühlung übernehmen (ab ~ 25 min) und ihre volle Kühlkapazität entfalten, steigen die Temperaturen wieder an (knapp 600°C), ehe sie durch die Hilfskühlsysteme wieder abgesenkt werden.</p> <p>Es ist nun davon auszugehen, daß sowohl bei HTR-1160-Betriebstemperaturen als auch bei niedrigen Temperaturen mit der Oxydation karbidischen Brennstoffs in TRISO-UC₂-Partikeln mit defekter Beschichtung grundsätzlich zu rechnen ist, sofern eine hinreichende Konzentration von Wasserdampf vorhanden ist:</p> $\text{UC}_2 + 2\text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{UO}_2 + \text{Kohlenwasserstoffe}$					

Die Wasserdampfkonzentration in der Nähe des Brennstoffs hängt ihrerseits sehr stark von der Konkurrenz-Reaktion des Wasserdampfes mit Graphit ab,



die nennenswert nur bei Temperaturen oberhalb von 700 - 800°C abläuft.

Da in den ersten 20 min des Wassereinbruchs der abgeschaltete Reaktor gut gekühlt wird und dort die "Graphit-Oxydation" nicht oder nur langsam stattfindet, unterliegen große Bereiche des Kerns der Hydrolyse.

Nach Abschätzungen der Reaktionskinetik von Herrn Förthmann und Herrn Moormann liegt das Reaktionsgleichgewicht bei der Hydrolyse eindeutig auf der Seite der gebildeten UO_2 .

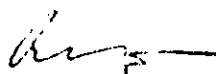
Das entstehende Uranoxyd entspricht in seiner Struktur allerdings nicht dem üblichen UO_2 -Brennstoff oxydischer Partikel. Es ist erheblich poröser, da bei der Umwandlung von UC_2 in UO_2 eine starke Strukturveränderung im Partikelkern erfolgt. Diese führt nach Ansicht der Teilnehmer und wie auch aus exp. Untersuchungen deutlich wird, zur schnellen Freisetzung der im Partikelkern befindlichen flüchtigen Spaltprodukte.

Eine Anlagerung von weiteren Wassermolekülen an das gebildete UO_2 , wie in der AIPA-Studie berichtet, wird für sehr unwahrscheinlich gehalten; es mag allenfalls zur Einlagerung von Wasser in die Poren des Uranoxyds kommen. Im 'Hydrolyse-Modell' der AIPA-Studie bedingt die Wasser-Anlagerung an UO_2 ein Schwellen des Partikelkerns, der dann die Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte bewirkt.

Diese Modellvorstellung wäre also nur insofern zu korrigieren, als die Freisetzung von Spaltprodukten bereits durch die einfache Umwandlung von UC_2 in UO_2 erfolgt und nicht erst nach Anlagerung von Wasser.

Die Höhe der freigesetzten Aktivitäten flüchtiger Spaltprodukte werden dadurch nicht geändert.

Es sei abschließend noch darauf hingewiesen, daß die Hydrolyse-bedingte Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte vom Brennstoffkonzept abhängt. Sie ist auf UC_2 -Brennstoff-Partikel mit defekter Beschichtung beschränkt, hängt also stark vom Anteil defekter Partikel ab. Sie spielt keine Rolle bei einem rein oxydischen Brennstoffkonzept.


(W. Burgmer)

A.3 GA-REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-IB)

GENERAL ATOMIC COMPANY
SAN DIEGO, USA

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No.

905400

Issue

/1

TABLE OF CONTENTS

	<u>Page</u>
1.0 Summary	3
2.0 Introduction	4
3.0 Review Comments	6
3.1 Preliminary	6
3.2 Core Heatup Events and Frequencies	7
3.2.1 Event Trees	7
3.2.2 Precooling	7
3.2.3 Operator Actions	7
3.2.4 Methodology for Demand Probabilities	8
3.2.5 Failure Data for Diesel Generators	10
3.2.6 Failure Data for Valves	10
3.3 Core Heatup Consequences	11
3.3.1 Concrete Degradation	11
3.3.2 Containment Failure Pressure	11
3.3.3 Primary Coolant Boundary	12
3.3.4 Gas Accumulation and Flammability	12
3.3.5 Fission Product Release	13
3.3.6 Uncertainties	14
3.4 Water Ingress Events	15
3.5 Other Events	15
4.0 Conclusions	16

Page

2

Notation in this column indicate where changes have been made

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THER GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No.

905400

Issue

1

1.0 SUMMARY

The probabilistische Sicherheits studie HTR, Phase 1b (PSH-1b) conducted by KFA and GRS provides a valuable safety study of a German-sited 1160 MW(e) Steam Cycle HTR with prismatic core. Whereas the study employs probabilistic risk assessment methodology, in claim and substance, it fails short of being a full risk assessment. Specific risk values are not calculated. Accident frequencies treated as expected or mean values often include margin for uncertainties, as opposed to a full statistical analysis. Consequences are measured in terms of curies of radioactivity released to the atmosphere, rather than doses and health effects interacted upon an assumed population as in the U.S. AIPA study (GA-A15000). The German design also differs from the U.S. HTGR design in some balance-of-plant and engineered safety features. Despite these differences, some comparisons can be made with the U.S. study results upon close examination of the PSH study.

As in AIPA, the most important accidents, in terms of occurrence frequencies and consequences, are core heatup scenarios initiated by loss of main loop cooling or offsite power. These events lead to release of volatile fission products from the fuel. Core heatups leading to possible loss of PCRV liner cooling and subsequent thermal degradation of PCRV concrete with possible impairment of the containment function were examined in PSH in a manner similar to that in AIPA. Almost without exception the occurrence frequencies of PSH core heatup events tend to be higher than their AIPA counterparts. The mean overall probability of core heatup reported in PSH is $10^{-3}/\text{yr.}$ compared to $10^{-4}/\text{yr.}$ in AIPA. Also, some of the PSH severe consequence scenarios tend to be around two orders of magnitude higher in frequency. This is attributed first and foremost to pesimistic treatment of operator actions in PSH, particularly with regard to restoration of cooling systems or electrical power. Second, it is caused by design differences, notably plant protection system design for restoring main loop cooling, emergency battery capacity, and containment isolation valve design. Third, it is due to unrealistic and conservative methods and data in PSH calculation of some demand probabilities.

Core heatup consequences assessed in PSH-1b are not drastically different from AIPA. Radioactivity release mixtures for the various release categories were examined for comparison with equivalent AIPA consequences. None of these releases result in acute fatalities for any weather variation even for urban site population density. Evacuation beyond about 2.5 km would not be needed to ensure lack of acute health effects because of the low magnitufe of biologically hazardous radionuclides. About 75% of the latent health effect hazard is due to iodine release, with most of the remainder due to noble gas release (mainly Xe-133). Mean latent fatalities are not more than 10 for any PSH release category, if the AIPA health effects model is applied to the PSH release. Key radionuclide releases for PSH-1b release categories are within a factor of two of their AIPA counterparts. Deviations are mainly attributable to design differences (containment structure and filter recirculation system, maintenance of good plateout surfaces in the steam generator by water circulation). While the German containment structure (designed for aircraft crash) withstands a much higher pressure before failure, on balance the German design features together

Page

3

Notatio. in this column indicate where changes have been m.

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THER GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No.

905400

Issue

/1

represent a slight disadvantage for core heatup consequences.

Other initiating events examined in some detail in PSH-1b include water ingress to the primary circuit, depressurization of primary coolant, reheater tube leaks, and earthquakes. While some extension of event sequences and modeling improvements of probabilities and/or consequences were achieved, compared to AIPA, these events were determined to be of lower risk than core heatup events.

The spectrum of initiating events was broadened by PSH-1b analyses of external events such as gas explosions, aircraft impact, storms and turbine missiles. While these analyses were not detailed, the external events can be dismissed as lower risk contributors. Fires as initiating events leading to core heatup were studied in detail in AIPA and were found to be important; no effort was made in PSH-1b to analyze this external event, a notable omission.

2.0 INTRODUCTION

The PSH-1b study, unlike the German LWR risk study, is funded by the German Federal Ministry of the Interior (BMI). The general purpose of both risk studies is twofold:

- o probe and utilize possibilities of probability-oriented methods for safety evaluation, and
- o establish new priorities for future research.

PSH-1b is a follow-on phase of the PSH-1a study, which consisted of a critical review of the AIPA study*. The specific objective of Phase 1b was to perform a safety assessment and design optimization of a steam cycle 1160 MW(e) HTR (prismatic core) based on AIPA methodology extrapolated to German conditions. After Phase 1b, a Phase II study is planned. Objective of Phase II is to perform a safety assessment of a 700 to 1000 MW(e) steam cycle pebble-bed design for comparison with Phase I results.

Status of the PSH study is as follows:

- o Published a technical review of AIPA Phase I in August 1978 (in German and translated into English)*
- o Published a review of AIPA Phase II in April 1979 (in German)
- o Phase 1b report on German 1160 MW(e) HTR to be published by end of 1980 (in German)

*W. Kroeger, et. al., "Safety Study for High Temperature Reactors under German Site Conditions, Results of Phase 1a Review of AIPA Study," Jül-Spez-19 (ISSN0343-7639), 8/79 (translated - A. Barsell).

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE: REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No.

905400

Issue

/1

Cost of the Phase I work was approximately 3 million German marks (\$1.7M).

Responsibilities for the PSH-1b work are as follows:

- o Lead contributor and coordinator: Kernforschungsanlage Julich (KFA), specifically the Institute for Nuclear Safety Research (ISF),
- o Reliabilities and core heatup consequences: Gesellschaft fur Reaktor-sicherheit (GRS),
- o Consulting in specialized areas:
 - flammability: Univ. Göttingen
 - structural analysis: Zerna-Schnellenbach
 - fission product release: Bonnenberg and Drescher

Basic assumptions and groundrules of the PSH-1b study were as follows:

- o Uses AIPA study as a basis but examines German conditions of siting and licensing.
- o AIPA reliability data augmented by DRS* data where applicable.
- o Consequences measured in terms of curie releases.
- o Phase I risk based on 1975 design of a prismatic core, steam cycle 1160 MW(e) HTR sited at Schmehausen, Germany. This design was part way through the German licensing process before cancellation.
- o No improvements, however slight, were made in the design even though some may have resulted during final licensing.

Major initiating events analyzed were as follows:

- o Core heatup due to Loss of Offsite Power (LOSP), Loss of Main Loop Cooling (LMLC) and water ingress.
- o Water ingress due to steam generator tube rupture.
- o Depressurization of primary coolant to containment
- o Reheater tube rupture (helium outleakage)
- o Earthquakes (Schmenhausen site)
- o External influences: gas explosions, aircraft crash, storms, floods, etc. (note: fires not analyzed).

Several plant design features assumed in PSH-1b differ from those assumed in AIPA. Those which were found to have negative impact on public risk are as follows:

- o Poorer provision for restoring power after 1 hr following LOSP and diesel engine failure (battery power, switches, etc.).
- o Less reliable containment isolation valve design (one motor-operated valve).
- o Poorer provision for restoring main loop cooling or providing natural convection through main loops (licensing interlock requirement).

*DRS = German Risk Study for LWRs.

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

A design feature having a positive impact on risk is higher containment failure pressure (200 psia). Design differences which proved to be relatively unimportant are:

- o Four instead of three 50% CACS loops.
- o Availability of containment air emergency exhaust system, (but no fission product cleanup system).
- o PCRV volume and relief valve design.

3.0 REVIEW COMMENTS

3.1 Preliminary

This review is based on the PSH-1b report draft transmitted July 14, 1980, and entitled, "Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter Deutschen Standortbedingungen, Hauptband zur Phase Ib." Only this main report and not the supporting technical volumes were reviewed. It is recognized that some of the comments may be resolved by the time of final report issuance. Also, without technical appendices, the critique relies heavily on key tables and figures in the main report.

It is noted that the 1160 MW(e) HTR design analyzed is basically similar to the design analyzed in AIPA. The two designs stemmed from a similar time period with common origins. Both were subjected to regulatory licensing reviews. Thus, while some design differences can be traced to differences between German and U.S. licensing criteria, the two designs can be expected to exhibit reasonably similar safety characteristics. This is particularly true since the HTGR low public risk has been attributed to inherent safety characteristics of the concept rather than engineered safeguards. Also, the extended time for radioactivity release allows time for corrective action on components which may respond differently. It was shown in GA-A15000 that HTGR accidents with total loss of core cooling have limited consequences, compared to those for LWRs. These low consequences can be expected also in the German plant (in fact, this proved to be the case).

The anticipation is thus that the plant will respond similarly and differences in assessed risk may affiliate with the nature and objectives of the risk analysts. For example, in the German Risk Study, (DRS) for LWRs, the philosophy was to quantify parameter distributions and uncertainties where there was good foundation for such. But for more difficult situations, the "expected" values were often purposely conservatively chosen to cover uncertainties or unknowns. Thus, In Section 9.1 of the DRS main report it is stated that "this procedure leads to a risk more likely overestimated than underestimated." We found this procedure to be carried over in the PSH-1b study in some situations where there appeared to be a better basis to go on. The effect is to substitute simplifying conservative assumptions for detailed statistical analysis. This, plus the lack of dose and health effects consequence analysis leads to characterization of the PSH-1b study as incomplete as regards to a probabilistic risk study. Granted that a full risk study was not the prime objective, we suggest that the stated objectives could have been better satisfied by the fuller analysis.

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE: REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No.

905400

Issue

/1

3.2 Core Heatup Events and Frequencies

3.2.1 Event Trees

Event trees presented in the PSH-1b main volume for loss of offsite power (LOSP) and loss of main loop cooling (LMLC) initiating events are simplified relative to AIPA (GA-A15000). Simple event trees obscure the treatment of interevent dependencies (i.e. these get buried in the fault trees). We are especially concerned about the simplistic treatment of the core auxiliary cooling system (CACS). There is a single branch in the tree to account for CACS start failures, run failures, repair of the main loop cooling system while the CACS is running, and restoration of CACS during the heatup transient. The main report is not sufficiently detailed to verify whether these aspects have been adequately addressed.

3.2.2 Precooling

Distinction is made in LMLC event trees in PSH-1b between main loop failures which allow post-trip rundown (precooling) of the main loops and spontaneous failures with no rundown. No such distinction is evident for CACS precooling. The effect of precooling is to delay core heatup to later times when the decay heat rate is lower and some iodine and noble gas radionuclide inventories are reduced by decay. For example, 20 minute rundown of main loops can delay PCRV relief time by about 10 hours and 5 hours CACS precooling can delay it by 28 hours. In addition to the decay effect, precooling also extends the time for operator actions. For instance, the time for manual closure of the containment isolation valves can be extended as in above example (10 or 28 hrs.). However, such actions were ignored in PSH-1b.

In PSH-1b, sequences with precooling were assigned the same consequences as their counterparts without precooling. This appears due to the fact that separate PCRV and plateout calculations were not made for the various immediate and delayed core heatup sequences as done in GA-A15000 (PSH-1b PCRV escape fractions are only dependent on PCRV liner cooling and containment isolation). In Table 4.3.5, delayed core heatup frequencies dominate in release categories KA-2, KA-3, KA-5, KA-7, KA-8 and KA-9. The assumption of equal consequences for delayed and immediate core heatup introduces an undetermined amount of conservatism (it cannot be determined from AIPA because there provision of good plateout surfaces by steam generator water circulation was always achieved in delayed sequences).

3.2.3 Operator Actions

It is recognized that German licensing practice tends to favor more automation of the plant safety systems than in the U.S.. Seemingly implying that German plant operators have less leeway for impromptu actions, the German LWR risk study took into account only those operator actions covered in plant operating procedures handbooks. Thus, it is not surprising that corrective operator actions were little regarded in the PSH-1b study. Clearly, it requires substantial effort to examine possible outcomes, both damaging and beneficial, and the PSH-1b resources were limited. Nonetheless, it is disappointing that

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

more effort was not allocated toward inclusion of important operator actions, particularly in counteracting pessimistically assumed design functions (emergency battery capacity, containment isolation, etc.). The following enumerates example operation actions which were not considered.

<u>Action</u>	<u>Min. Time Available</u>
Emergency battery load shedding	1 hr.
Reset breakers upon restoration of offsite power and battery exhaustion	3 hrs for core cooling 40 hrs for liner cooling
Override main loop restart interlock	1 hr
Manual closure of containment isolation valve	5 to 35 hrs
Restart PCRV liner cooling system	40 hrs
Inert containment atmosphere	110 hrs
Provide good plateout surfaces in steam generator by water circulation	110 hrs
Provide natural circulation loop in PCRV	5 hrs
Operate CACS in degraded mode	3 hrs

3.2.4 Methodology for Demand Probabilities

In addition to the use of generally higher values of component failure rates, the methodology employed by PSH in estimating most of the "failure on demand" probabilities contributes to the differences between PSH and AIPA event frequency assessments. The method consists of the formula:

$$\lambda_d = \frac{\lambda \tau}{2} \quad (1)$$

where λ_d = probability of failure on demand

λ = failure rate per hour

τ = inspection interval

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

The above is essentially the same formula widely used for estimating the average unavailability of a normally operating component (where λ = operating failure rate) or a standby component (where λ = standby failure rate) due to failures which occur prior to the demand but since the last time the component was inspected. The major weakness of this model when applied to failures on demand is that some failures occur and are not revealed until the actual time of the demand which, in the case of periodically inspected equipment, is not randomly distributed in time. Hence, it is inappropriate to describe demand probabilities as a Poisson process which is implicit in the use of the above formula. The second problem is that τ should not be defined as the inspection interval, rather the average fault duration time. These are not interchangeable, especially when applied to a normally operating system.

The best method for estimating demand probabilities is that used in WASH-1400, given by the formula:

$$\lambda_d = \frac{n_f}{n_c n_p n_d} \quad (2)$$

where n_f = Number of failures on demand in data base

n_c = Average number of components per plant

n_p = Number of plants in data base

n_d = Average number of demands per component in data base

This method is superior because it is direct, it accounts for all failures both prior to and during the actual demands, does not require the assumption that decreased failures be modeled the same as running failures, and does not involve the assumption that the mean fault duration time equals the inspection interval. The significance of this last point can be seen in the PSH-1b assessment of the feedwater valves where τ is set equal to one year, presumably because there is no licensing tech. spec. requirement to test it more frequently. Most failures of these valves would not be reasonably expected to persist this long because of actual demands in the valves to operate, visual inspections, and tests of subelements of the system.

In order to use equation 2, demand data are needed. A compilation of such data was presented in WASH-1400. Apparently PSH-1b regarded the WASH-1400 demand data as poor and either did not use equation 2 (used instead equation 1) or, as in the case of diesel generators, used German Biblis plant demand data instead. It is simply inappropriate methodology to disregard ostensibly applicable hard data without justification (lacking in the main report at least). There is no obvious reason why similar pumps or valves or diesel generators would behave differently in Germany than in the U.S.

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

It should also be noted that there are some conservatisms in the way WASH-1400 analyzed the data. For example, n_f in equation 2 was estimated as the total of all failures including demand failures, failures in the run mode and non-critical failures which could be tolerated without loss of basic function (e.g., valve leakage, pump seal failures, worn parts).

In summary, the PSH-1b study should have used equation 2 for demand probabilities for pumps and valves, as well as diesel generators. The use of equation 1 simply is an unnecessary application of the wrong model. WASH-1400 demand data should be evaluated for applicability and use in PSH-1b.

3.2.5 Failure Data for Diesel Generators

The PSH-1b study had access to hard failure data on diesel-generators which covered about 140 reactor years experience at 29 U.S. nuclear plants from 1959 through 1973. Direct application of equation 2 for a single, fast auto-start demand yielded $1.7 \times 10^{-2}/d$ for one diesel, and taking credit for manual restart within 20 minutes, yielded $6.2 \times 10^{-3}/d$. Moreover, this estimate was conservative because the number of demands was underestimated and no credit was taken for what has been learned in the past decade in improving the reliability of diesel-generators. PSH-1b used $2.5 \times 10^{-2}/d$ and apparently ignored the impact of human intervention that was demonstrated in the hard data to be between a factor of 2 and a factor of 3. In terms of a single diesel-generator, PSH-1b used a value of a factor of 4 greater than AIPA. The only reason given is preference of Biblis data which is based on less than 6% of the experience of the AIPA data. The PSH-1b study should state what is wrong with the AIPA data or else incorporate it into their data base.

3.2.6 Failure Data for Valves

The basic demand failure rate used in AIPA study for valves was $1 \times 10^{-3}/d$ demand taken from WASH-1400 based on hard data for all types of valves. The value includes any valve operators and support equipment needed for valve cycling except the actuation signal. WASH-1400 also provided different valves for different types of valves, e.g.

motor operated	$1 \times 10^{-3}/d$
solenoid operated	$1 \times 10^{-3}/d$
air-fluid operated	$3 \times 10^{-4}/d$
check valve	$1 \times 10^{-4}/d$

One of the exceptions to the above was the CACS flapper valve which was analyzed separately in AIPA. This analysis included a detailed fault tree model of the valve and analysis of test data (for FSV which also used flapper valves). The flapper failure rate was $3 \times 10^{-4}/d$, a factor of three greater than WASH-1400 assessment for non-redundant check valves. PSH-1b uses $3.5 \times 10^{-3}/d$ - a factor of 10 higher, primarily because of the wrong model for estimating demand probabilities.

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No.

905400

Issue

/1

The largest single disparity in component failure data is in the case of the main feedwater isolation valves. PSH-1b was 1.2×10^{-2} /d per valve using, again, the wrong model. AIPA uses 1×10^{-3} /d which is arrived at from a fault sub-tree of the valve, operator, hydraulic system and pilot valves.

3.3 Core Heatup Consequences

Whereas PSH-1b core heatup event frequencies differ from AIPA by as much as two orders of magnitude, consequences are generally within a factor of two. Review comments on the PSH-1b consequence models are offered in this section with the understanding that there are no serious or critical disparities. The agreement provides confirmation of the low consequences of the HTGR, relative to the LWR, for low probability, loss of cooling accidents. This can be attributed to inherent safety features of the HTGR concept.

3.3.1 Concrete Degradation

Sequences with PCRV liner cooling system failure were analyzed in PSH-1b to result in PCRV concrete degradation, similar to AIPA. Based on independent work referenced in GA-A15000, AIPA assumed start of concrete degradation when its strength drops to zero around 1000°C. PSH-1b assumed start of concrete degradation at about 800°C (basis not evident). The impact is an earlier time by 5 to 10 hours for initiation of concrete degradation in PSH-1b.

Further, PSH-1b appears to have omitted the heat of chemical decomposition of the concrete limestone on the PCRV sidewall, which is a sizeable energy content. The impact appears to be an earlier sidewall concrete degradation time of about 20 hours.

Together, the above two differences appear accountable for the earlier time of containment failure due to flammability in sequence KA-4 (110 hours compared to 140 hours in AIPA). This adversely affects cesium and strontium radionuclide release in KA-4, making these nuclides of equal importance to potential latent health effects as radioiodine. Other release categories are little affected.

3.3.2 Containment Failure Pressure

The PSH-1b work on containment failure pressure represents a more detailed independent analysis than in AIPA and is an example of a design improvement. Like the AIPA design, the German containment analyzed is a prestressed concrete structure (rather than a reinforced concrete structure as in WASH-1400). However, the German licensing criteria dictate design to withstand aircraft impact. Thus, a detailed failure mode analysis was performed for the PSH-1b containment, while AIPA simply adopted the WASH-1400 failure threshold (about 100 psia). The expected failure pressure for the PSH-1b containment was determined to be about 200 psia, or about a factor of two greater than assumed in AIPA. It is not clear how much of this high value

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

is due to the prestressing design and how much is due to aircraft crash resistance. GA has performed a preliminary failure analysis of the Three Mile Island containment, which also is prestressed and hardened for aircraft crash. Our calculated expected failure threshold is in good agreement with the German results.

The effects on consequences compared to AIPA are to:

1) allow about one half-life extra decay time for I-131 (1.5 half-lives of Xe-133, etc.) in sequences with slow overpressurization of the containment by gas accumulation, and 2) to decrease the conditional probability of containment structural failure due to flammability from unity to 0.5. We estimate the net effect on overall risk to be a reduction of about 1.4.

3.3.3 Primary Coolant Boundary

For the primary coolant boundary, PSH-1b calculated a 5.5 hr time of pressure relief during unrestricted core heatup compared to 7 hr in AIPA. This is attributed to differences in PCRV volume and relief valve design. In general, this earlier time of primary coolant blowdown to the containment makes little impact on core heatup consequences.

PSH-1b used a similar assessment of PCRV liner cooling system failure probability as in AIPA. For sequences with liner cooling failure, PSH-1b, based on work by Zerna-Schnellenback, analyzed the thermal decomposition of PCRV concrete with similar results as in AIPA.

It is our view that liner cooling system failure is one of the most important areas for future safety research. The assumption that local boilout in one cooling tube causes system failure may be over-conservative. Further work in this area is warranted.

3.3.4 Gas Accumulation and Flammability

Accumulation and potential flammability of gases in the containment were analyzed in PSH-1b based on AIPA methods with independent review and modifications by GRS and University of Goettingen consultants. Similar results were achieved for gas combustion and the attendant pressure spike. The lack of a detonable mixture was verified. Differences in long term gas accumulation pressure histories were overshadowed by the difference in containment structure failure pressure.

It is our view that additional analysis needs to be done on the amount of gases liberated by decomposing concrete which are converted to potentially flammable gas species (H_2 and CO) by reactions with the core graphite. The uncertainty in this important parameter does not appear to be significantly reduced by the PSH-1b study, although some additional insights were provided.

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

3.3.5 Fission Product Release

In the PSH-1b study, consequences in terms of atmospheric release of various hazardous radionuclides were presented for the nine individual release categories (each category having a definite occurrence frequency). While environmental impact on the public due to these releases were not presented, statements are made in the main report regarding risk and factors affecting the risk. To test the correctness of these statements, we examined the curie releases in the context of the AIPA environmental consequence model. That is, the biological hazard of the various radionuclides and the AIPA meteorological and population models were considered. Results show that no acute fatalities are incurred for any weather variation or for any release category, in agreement with conclusions made in the PSH-1b report. Latent fatalities are not more than 10 for any release category, again for the AIPA site model.

Considering these latent health effects and occurrence frequencies of the release categories, we estimate that about 75% of the risk is due to radioiodine (mainly I-131) release, with most of the remainder due to noblegas (mainly Xe-133) release. Cesium and strontium release contribute strongly (about 2/3) to the hazard of release category KA-4 (early containment failure due to flammability) but weakly in other release categories. In general, the estimated health effects are within a factor of 2 of those for equivalent AIPA release categories. While the end results were not too disparate, differences in individual aspects of fission product release were evident, as described in the next paragraphs.

Time-dependent fission product release from the core was calculated in PSH-1b as in AIPA. However, new data (GA-A15926) has become available showing that the previous model for fuel particle failure was overly conservative. Use of the new data would delay release from the core by several hours. This would favorably affect release categories KA-1, KA-2, KA-3, and KA-8, where a significant portion of the integrated atmospheric release occurs during containment depressurization at early times. The latter release category involves intentional venting of the containment at 7 hours. It is doubtful that such venting would be allowed if radiation monitors in the containment indicated the kind of activity levels predicted by the old fuel particle failure model. Also, we estimate that the risk is not improved by intentional venting in the PSH-1b results unless the new more realistic data on fuel particle failure is used.

PCRV plateout and escape factors for various nuclides reaching the containment were independently assessed in PSH-1b. For sequences in which electrical power is available, no credit was taken in PSH-1b for operator action to open helium shutoff valves, thereby, allowing natural convection through main loops and attendant good plateout. Also, water could be circulated through steam generators, ensuring low temperature surfaces for plateout. We believe that this omission results in an over-estimate of the risk of these sequences. For sequences in which power is unavailable

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

for such actions, AIPA PCRV release fractions were similar to those in PSH-1b except for strontium. We examined the PSH-1b bases for the strontium release fraction and believe the "expected" value to be conservatively chosen but within the range of uncertainty.

Fission product retention in the containment tended to be slightly more conservative in PSH-1b than in AIPA for some sequences. For iodine, this was attributable to a lack of a containment recirculation filter clean-up system in the German design. Such a system provide retention of the fraction of iodine which forms methyl iodine, a species which does not plate out readily on metallic surfaces. We estimate this design change to increase the overall risk by a factor of about 1.3. For metallic fission products, which behave as aerosols, in addition to lack of filter clean-up, the PSH-1b fallout parameters of aerosol size and density are more pessimistic than in AIPA. The AIPA values are based on experimental data referenced in GA-A15000. The PSH-1b basis is not evident. This difference impacts bone dose and lung dose health effects in release category KA-4 (early containment failure) but not in other release categories where sufficient time is available for extensive fallout. The net effect on overall risk is estimated to be small.

In PSH-1b, the assumed leak rate of fission products from an intact isolated containment was 6 times higher than in AIPA. The PSH-1b value is a conservative licensing value rather than a realistic one. This causes the consequence of release category KA-9, a significant but not dominant overall risk contributor, to be 6 times higher. The effect on overall risk is estimated to be about a factor of 1.1.

3.3.6 Uncertainties

The PSH-1b draft main report contains no information on consequence uncertainty analysis (although release category frequency uncertainties are given in Table 4.3-5). From Section 2.2.8 of the report, it appears that log normal distributions are assigned to the independent variables. We found in AIPA that with consequence variables, one is often dealing with truncated distributions and not infinite distributions. That is, physical limits often dictate absolute maximum allowable values.

So, in GA-A15000, we found it necessary to assign a variety of distributions to the consequence parameters, many of which were truncated, and to statistically propagate uncertainties with a Monte Carlo computer program (STADIC Code). With this procedure, large errors in the corresponding cumulative distribution of accident consequences were avoided in the area of low frequencies. However, the PSH-1b form of results involves point estimates with uncertainty band estimates. For this limited purpose, the log normal distribution assumption is an approximation, the accuracy of which can only be determined on closer detailed analysis.

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

3.4 Water Ingress Events

In PSH-1b, steam generator tube failure (water ingress) event sequences leading to core heatup were developed in greater detail than in AIPA. Risks of these sequences proved to be masked by risks of core heatup initiated by loss of main loop cooling or offsite power. A major water ingress sequence with core cooling leads to direct release of activity to atmosphere via a failed open steam generator relief valve. While consequences of this sequence are only slightly higher than in AIPA, the frequency is two orders of magnitude higher. One order of magnitude is due to more conservative assessment of feedwater valve closure probability, which stems from incorporation of DRS data. We believe this value to be too high. The other order of magnitude is due to more rigorous assessment of steam valve closure capability under the actual accident conditions, which appears to be correct.

In water ingress consequences, PSH-1b analyzed iodine release in detail. Hydrolyzed carbide fuel kernels, which are known to release essentially all noble gases, were assumed to also release 10% of their iodine inventory based on German test data. Recent experimental data on hydrolysis at GA confirms this magnitude of iodine release (in contrast to earlier data which indicated no release). Other sources of iodine release accounted for in PSH-1b were steam-off of all iodine plateout in the failed steam generator loop and desorption of 50% of the entire primary circuit iodine plateout. While we view these values as extremely conservative, we note that the resulting iodine release is small compared to the amount of iodine released due to hydrolysis (failed fuel inventory >> plateout inventory). The total effect of all iodine released in PSH-1b is to make the inhalation thyroid dose competitive with the whole body gamma dose regarding health effects (essentially doubling consequences). Also, we note that no analysis was made in PSH-1b to model redeposition of the liberated iodine along pathways leading to release from the plant. A realistic model of redeposition, for example, passing through the secondary coolant system, may reduce the iodine contribution significantly because of the long time period for release.

3.5 Other Events

The spectrum of initiating events was broadened somewhat from AIPA by taking into account external events such as gas explosions, aircraft impact, storms and turbine missiles. None of these were found to be major risk contributors and extensive analyses were therefore not performed. On the other hand, fires, as possible initiators of core heatup, were not analyzed at all. In July of 1979, the AIPA study issued a document (GA-A15402) presenting a detailed risk assessment for fires. This work showed that fires can be important HTGR risk contributors. Thus, the subject appears to warrant study in PSH-1b.

A PSH-1b model was developed for earthquake occurrence frequencies. The model is more conservative than that used in the AIPA study, attributable to differences in opinion. PSH-1b adapts the model specifically to the

GENERAL ATOMIC COMPANY

GA-1484

TITLE:

REVIEW OF THE GERMAN HTR RISK STUDY (PSH-1b)

Document No. 905400

Issue /1

Schmehausen, Germany site while the AIPA study treats a hypothetical site. In both studies, earthquakes are not critical initiating events. Thus, these differences are not consequential.

PSH-1b analyses on reheater tube leaks and PCRV depressurization events were not reviewed critically because of their low risk contributions.

4.0 CONCLUSIONS

In summary, the PSH-1b study is judged, based on this review of the main report, to be a valuable safety assessment of the German 1160 MW(e) HTR design insofar as it goes. It could have beneficially gone further by realistic assessment of operator actions and equipment demand probabilities, in societal consequence analysis, better uncertainty analysis, derivation of risk envelopes and resolution of differences with AIPA. Even as it stands, the PSH-1b study confirms the low accident consequence characteristics of the HTGR concept due to inherent safety features.

A.4 GRS-KOMMENTAR ZUR GA-KRITIK

GESELLSCHAFT FÜR REAKTORSICHERHEIT MBH
KÖLN



Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH

GRS-Kommentare zur Kritik der GA an der Probabilistischen Sicherheitsstudie HTR der KFA-ISF / GRS

Nachfolgend wird eine Anzahl kritischer Anmerkungen in der Stellungnahme der GA zur Probabilistischen Sicherheitsstudie HTR kommentiert und damit hinsichtlich ihrer Bewertung relativiert.

In Bezug auf die einzelnen Abschnitte der GA-Stellungnahme ist wie folgt zu kommentieren:

zu 3.1: Preliminary

In diesem Abschnitt wird von GA darauf hingewiesen, 'daß in der DRS bei schwierigen Situationen die Unsicherheit oder die Unkenntnis dadurch abgedeckt wurde, daß ein pessimistisches Vorgehen gewählt wurde. Speziell wird auf den Abschnitt 9.1, S. 238 des Hauptbandes der DRS Bezug genommen, wo folgender Schluß gezogen worden war: "Diese Aufzählung von Begrenzungen und Vereinfachungen macht deutlich, daß die Ergebnisse nur eine Abschätzung und aufgrund pessimistischer Annahmen eher eine Überschätzung des Risikos darstellen".

Die dabei aufgezählten Begrenzungen und Vereinfachungen hat die DRS durchwegs von WASH-1400 übernommen; die GA-Kritik richtet sich damit auch direkt gegen die U.S. Reactor Safety Study WASH-1400.

zu 3.2.1: Event Trees

Ereignisablaufdiagramme dienen dazu, die Ergebnisse von Zuverlässigkeitsuntersuchungen in übersichtlicher Form darzustellen. Unserer Ansicht nach wird dieses Ziel nicht durch eine möglichst weitgehende Aufschlüsselung der Ereignisse erreicht. Die Ergebnisse sind von der richtigen Erstellung der Fehlerbäume abhängig und nicht vom Detaillierungsgrad der Ereignisablaufdiagramme.

zu 3.2.3: Operator Actions

Von der GA wird speziell kritisiert, daß in der DRS nur geplante menschliche Eingriffe berücksichtigt wurden, wie sie z.B. im Betriebshandbuch festgelegt sind. Auch diese Vorgehensweise der DRS, für die ersten 10 Stunden nach Störfalleintritt nur geplante Handlungen zu berücksichtigen, entspricht dem Vorgehen in WASH-1400.

Für die von der GA aufgezeigten einzelnen Aktionen ist anzumerken:

Die Batterien der Gleichstromversorgung sind für eine Entladezeit von 1 Stunde ausgelegt. Es kann nicht davon ausgegangen werden, daß sich die Betriebsmannschaft dafür entscheidet, vor Ablauf dieser Zeit Verbraucher abzuschalten.

Falls die beim Ausfall der Diesel-Notstromversorgung zur Wiederinbetriebnahme der Hilfskühlsysteme zur Verfügung stehende Zeit von 3 Stunden zur Netzzurückschaltung genutzt werden soll, ist eine entsprechende Auslegung der Batterien erforderlich.

Eine Wiederinbetriebnahme der Linerkühlung bei Ausfall der Notstromversorgung innerhalb von 40 Stunden wird in der endgültigen Fassung der PSH-Studie berücksichtigt.

Die Berücksichtigung einer Überbrückung des 426° C-Kriteriums ist ebenfalls eine Frage der Systemauslegung und nicht der Abschätzung menschlicher Zuverlässigkeit. Das gleiche gilt für die übrigen von der GA aufgeführten Punkte.

zu 3.2.4: Methodology for Demand Probabilities

In diesem Abschnitt wird von der GA auf die Methodik zur Bestimmung von Anforderungswahrscheinlichkeiten eingegangen. Einleitend wird ausgeführt, daß in der PSH-Studie die " $\lambda\tau$ -Methode" zur Bestimmung der Anforderungswahrscheinlichkeit verwendet wurde:

$$\lambda_d = \frac{\lambda \tau}{2}$$

mit λ_d = Wahrscheinlichkeit eines Ausfalls bei Anforderung

λ = Ausfallrate pro Stunde

τ = Inspektionsintervall, das als zufällig über die Zeit verteilt angesehen wird.

Hierzu muß festgestellt werden, daß diese Methode in der PSH-Studie und auch in der DRS nicht angewendet wurde.

In der DRS wurde vielmehr davon ausgegangen, daß die regelmäßigen vierwöchentlichen Funktionsprüfungen von Standby-Komponenten je 1 Woche versetzt für die vier Redundanzen erfolgen, wie dies für die Referenzanlage vorgesehen ist. Analog wird davon ausgegangen, daß die beim BE-Wechsel vorgeschriebenen Funktionsprüfungen 1mal im Jahr zur gleichen Zeit erfolgen. Zusätzlich wurde für jede Standby- und jede Betriebskomponente eine Wahrscheinlichkeit dafür berücksichtigt, daß die Komponente aufgrund von Instandhaltungsvorgängen (Wartung, Reparatur, Inspektion) nicht verfügbar ist. Um diese Sachverhalte in den Zuverlässigkeitsanalysen richtig zu berücksichtigen, wurden spezielle Zuverlässigkeitsprogramme entwickelt und in der DRS eingesetzt.

Die in der GA-Stellungnahme angepriesene Methode von WASH-1400 wird hingegen generell für zu undifferenziert angesehen, weil die speziellen Einsatzbedingungen der jeweiligen Komponente (Standby-Komponente oder Betriebskomponente, Abstand zwischen den Funktionsprüfungen, usw.) darin keine Berücksichtigung finden. Diese Methode wird nur für wenige Spezialfälle (z.B. für Sicherheitsventile) als die beste zur Verfügung stehende angesehen.

In der DRS werden Ausfallwahrscheinlichkeiten auf Anforderung (P) für Standby-Komponenten je nach den verfügbaren Daten auf eine der beiden folgenden Arten dargestellt:

- mittels einer Ausfallrate λ :

$P = \lambda \tau$, wo τ die Zeit seit der letzten Anforderung ist

Die Ausfallrate wird dabei aus Betriebserfahrungen abgeschätzt zu

$$\lambda = \frac{N}{T}$$

wo N die Anzahl der in der Beobachtungszeit T aufgetretenen Ausfälle ist.

- als konstante Ausfallwahrscheinlichkeit P, die aus Betriebserfahrungen abgeschätzt wird zu

$$P = \frac{N}{A}$$

wo A die Anzahl der aufgetretenen Anforderungen ist (N wie oben).

GA läßt ausschließlich die zweite Darstellungsart als die "richtige" gelten. Tatsächlich sind zur Anwendung dieser Formel jedoch einschneidende Annahmen zu treffen, auf die im GA-Papier leider nicht eingegangen wird. Diese Annahmen werden im folgenden diskutiert.

1. Modellvorstellungen

Die beiden Darstellungsarten gehen auf unterschiedliche Vorstellungen über die Ausfallmechanismen zurück, die für den Komponentenausfall verantwortlich sind

- Bei der Darstellung mittels Ausfallrate wird unterstellt, daß die Ausfälle während des stand-by auftreten und bei der Anforderung lediglich manifest werden. Mechanismen, die zu einem solchen Ausfallverhalten führen, sind z.B. Alterung, Korrosion von Materialien, Verschmutzung, Ablagerungen aus Hilfsmedien, Umgebungseinflüsse Driften von Einstellwerten usw.
- Bei der Darstellung mittels einer konstanten Ausfallwahrscheinlichkeit wird unterstellt, daß der Ausfall durch die Betätigung selbst hervorgerufen wird. Beispiel: Eine Armatur wird beim Auffahren zu fest in den Rücksitz gefahren. Die Wahrscheinlichkeit, daß bei der nächsten Betätigung das Moment nicht zum Schließen der Armatur ausreicht, ist unabhängig vom zeitlichen Abstand zwischen den Betätigungen.

Für die meisten Komponenten liegen keine ausreichenden differenzierten Daten vor, um eine statistische Entscheidung zwischen diesen Modellvorstellungen zu erlauben. Auch aus den USA sind uns keine solchen Untersuchungen bekannt. In der Regel sind Ausfallmechanismen beider Arten möglich. Aus der Betrachtung der tatsächlich aufgetretenen Ausfallarten sind wir jedoch der Ansicht, daß für die meisten Komponenten die von der Zeitdauer abhängigen Ausfallarten deutlich überwiegen, sodaß in der Regel die Darstellung mittels einer Ausfallrate realistischer ist. Statistisch belegen läßt sich dies aus

eigenen Datenerfassungen zu Leistungsschaltern. Bei zwei Populationen gleicher Schalter, die sich aber in der Schalthäufigkeit etwa um den Faktor 10 unterscheiden, ergibt sich nahezu die gleiche Ausfallrate, jedoch um ca. eine Größenordnung unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten pro Anforderung. Die Darstellungsart mittels einer konstanten Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung würde hier also zu ins Gewicht fallenden Fehlern führen.

2. Quantitative Auswirkungen

In einem wichtigen Sonderfall hat die Wahl der Darstellungsart keine quantitativen Auswirkungen auf das Ergebnis. Das ist dann der Fall, wenn das stand-by-System für das eine Zuverlässigkeitsanalyse durchgeführt wird, die gleiche Anforderungshäufigkeit hat wie die Komponenten, aus deren Beobachtung die Daten abgeleitet wurden. Das war ein wichtiger Grund dafür, in der DRS Betriebserfahrungen aus Kraftwerken gerade für die Systeme auszuwerten, die auch in den Analysen eine besondere Rolle spielen. Die meisten dieser stand-by-Systeme haben monatliche Prüfungen. Für diese Anforderungshäufigkeit sind die Daten durch eigene Auswertungen in Kernkraftwerken gut abgesichert. Fachband 3 der DRS gibt sowohl Ausfallraten als auch Ausfallwahrscheinlichkeiten pro Anforderung an.

Quantitative Diskrepanzen zwischen den beiden Darstellungsarten ergeben sich erst, wenn die Daten auf Anwendungsfälle mit erheblich anderer Anforderungshäufigkeit übertragen werden, als die beobachteten Komponenten. Z.B. seien Ausfallraten und Ausfallwahrscheinlichkeiten pro Anforderung aus der Beobachtung monatlich betätigter Komponenten abgeleitet. Überträgt man sie mit den beiden unterschiedlichen Modellen auf eine jährliche betätigte Komponente, dann erhält man:

<u>Modell</u>	<u>Ergebnis</u>
konstante Ausfallrate	jährlich betätigte Komponente hat 12mal so hohe Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung wie monatlich betätigte
konstante Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung	Ausfallwahrscheinlichkeiten für jährlich und monatlich betätigte Komponenten sind gleich

Die beiden Modelle liefern offenbar Grenzabschätzungen, das erste eine konservative, das zweite eine optimistische. In der DRS wurde daher in solchen Fällen jeweils versucht, unmittelbare Betriebserfahrungen für die betrachteten Komponenten selbst heranzuziehen. Nur wenn keine solchen Erfahrungen verfügbar waren, wurde das konservative Modell der Ausfallrate angewandt.

3. Anwendung der Daten

GA kritisiert, daß bei Verwendung von Ausfallraten nicht die Inspektionszeit, sondern die Fehlerentdeckungszeit angemessen ist, besonders bei in Betrieb befindlichen Systemen. Das ist richtig. In der DRS wurden die Inspektionsintervalle auch nur für solche Komponenten verwendet, bei denen die Häufigkeit betrieblicher Anforderungen klein ist gegenüber der Prüfhäufigkeit. Speziell wird im GA-

Papier die Speisewasserarmatur angesprochen, für die in der PSH eine Betätigung jährlich (Prüfintervall) angesetzt sei. Dieses Vorgehen ist ziemlich konservativ.

Der GA-Einwand, daß Ausfälle von Komponenten, bei denen nur jährliche Prüfung vorgeschrieben ist, häufiger entdeckt werden, ist unseres Erachtens nur für die Fälle gerechtfertigt, bei denen in der Zwischenzeit echte Funktionsanforderungen erfolgen (z.B. bei Sicherheitsventilen). Sichtprüfungen sind nicht als Funktionsanforderungen zu werten, Tests von Subelementen sind nur für diese zu berücksichtigen.

4. Verwendung von Ausfallwahrscheinlichkeiten pro Anforderung aus WASH-1400

In der GA-Stellungnahme wird auch bedauert, daß in der PSH-Studie nicht die WASH-1400-Daten für die Ausfallwahrscheinlichkeiten pro Anforderung der Komponenten herangezogen wurden. Es sei eine ungeeignete Methode, scheinbar anwendbar harte Daten ohne Rechtfertigung außer acht zu lassen. Offensichtlicher Grund sei keiner vorhanden, warum sich ähnliche Pumpen oder Ventile oder Dieseldgeneratoren in deutschen Anlagen anders als in US-Anlagen verhalten sollen.

Aus folgenden Gründen wurden für die DRS und damit für die PSH nicht die WASH-1400-Daten verwendet:

- Wie die WASH-1400-Daten aus den in App. III dieses Berichtes aufgeführten Datenquellen gewonnen wurden, ist nicht nachvollziehbar. Angeblich wurden sie auch gar nicht aus diesen Datenquellen gewonnen, sondern durch Expertenschätzung festgelegt. Den DRS-Daten liegen meist alle Datenquellen zugrunde, die weltweit für uns verfügbar waren, zuzüglich deutscher nuklearer Betriebserfahrung. Bei speziellen Komponenten (z.B. Diesellaggregaten, Sicherheitsventile) deren Einsatzart, Betriebsweise oder Anforderungshäufigkeit nicht vergleichbar mit der in anderen Technologien ist, wurde die deutsche nukleare Betriebserfahrung ausgewertet.
- Der Grund, warum sich ähnliche Pumpen, Ventile oder Diesellaggregate in deutschen Anlagen anders als in US-Anlagen verhalten können, liegt in einer möglicherweise unterschiedlichen Instandhaltungsstrategie: So würde man z.B. bei Zufallsausfällen mit gleicher konstanter Ausfallrate, im Falle doppelt so häufiger Funktionsanforderungen nur die halbe Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung erhalten! Über die Häufigkeit der Funktionsanforderungen und über die Art der Prüfungen der Komponenten in den Sicherheitssystemen und in den Betriebssystemen von US-Anlagen liegen aber keine ausreichend detaillierten Informationen vor. Diese Instandhaltungsmaßnahmen haben außerdem erheblichen Einfluß auf die frühzeitige Entdeckung und Beseitigung von common-mode-Ursachen. Für die Wahrscheinlichkeit von common-mode-Ausfällen ist außerdem der teilweise sehr unterschiedliche Aufbau der Systeme, aber auch der Komponenten wichtig. (Die Systeme sind in US-Anlagen meist vermascht aufgebaut. Die leittechnischen Komponenten sind meist nicht vergleichbar. In US-Anlagen werden nur federbelastete Sicherheitsventile eingesetzt. Auch die Diesellaggregate weisen deutliche Unterschiede auf).

- Um gleichartige Komponenten, deren Funktion aber in unterschiedlichem Zeitabstand überprüft wird, in gleicher Weise behandeln zu können und die Abstände zwischen den Funktionsanforderungen richtig in Rechnung zu setzen, bietet sich unseres Erachtens meist nur die Möglichkeit an, die Komponentenausfälle durch eine Ausfallrate zu beschreiben. Dazu wurde vorstehend bereits Stellung genommen.

5. Zusammenfassung

Insgesamt muß festgestellt werden, daß die Bestimmung einer konstanten Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung einer Komponente nur in Ausnahmefällen (bei zufällig verteilten Anforderungen) als der richtige Weg zur Beschreibung des Ausfallverhaltens angesehen werden kann. Die Anwendung dieser Ausfallwahrscheinlichkeiten bleibt dann aber auf Komponenten beschränkt, auf die diese Voraussetzung in gleichem Maße zutrifft. Das Ausfallverhalten von Komponenten, die in festen Zeitabständen Funktionsprüfungen unterworfen sind (die z.B. zeitlich gestaffelt für die einzelnen Redundanzen durchgeführt werden), kann u.E. meist nur über eine Ausfallrate richtig beschrieben werden. Dabei ist der Zeitabstand zwischen den Funktionsprüfungen von grundlegender Bedeutung.

Unseres Erachtens ist es nicht der richtige Weg für alle Komponenten einer Art (z.B. Pumpen), die unterschiedlichen Betriebs- und Instandhaltungsstrategien unterliegen, eine einheitliche Ausfallwahrscheinlichkeit pro Anforderung anzugeben.

zu 3.2.5: Failure Data for Diesel Generators

Bei den Ausfallwahrscheinlichkeiten pro Anforderung für Diesel ergibt sich kein sehr großer Unterschied zwischen DRS (Median: $2,5 \times 10^{-2}$ /Anforderung, Unsicherheitsfaktor 3) und dem im GA- Papier genannten Wert von $1,7 \times 10^{-2}$ /Anforderung. Die Werte der DRS wurden nicht, wie im GA-Kommentar unterstellt, aus Erfahrungen in Biblis, sondern aus der Betriebserfahrung sämtlicher deutscher Kernkraftwerke ermittelt. Daraus ergibt sich eine völlig ausreichende Statistik. Die Aussagekraft der Statistik wird nicht verbessert, sondern eher verschlechtert, wenn man eine zweite Population mit z.T. anderen technischen Daten hinzunimmt.

Der wesentliche Unterschied der Dieseldaten in AIPA und PSH stammt aus einer unterschiedlichen Bewertung der Möglichkeit, den Diesel in 20 min wieder in Betrieb zu nehmen. Eine Bewertung hierzu wurde aufgrund der unterschiedlichen Anforderungssituation in der DRS nicht vorgenommen.

zu 3.2.6: Failure Data for Valves

Zur generellen Vergleichbarkeit der in der AIPA- und PSH-Studie jeweils verwendeten Daten sei auf die Kommentare zu Abschnitt 3.2.4 Methodology for Demand Probabilities verwiesen.

zu 3.3.1: Concrete Degradation

GA kritisiert, daß die Versagenstemperatur von Beton um 200° C auf 800° C gegenüber AIPA reduziert wurde. Dieser Grenzwert basiert auf einer Untersuchung des Ingenieurbüros Zerna/Schnellenbach und Partner, bei der neben AIPA noch weitere Experimente berücksichtigt werden, und die wie auch AIPA davon ausgeht, daß ein Betonversagen bei vollständigem Verlust der Betonfestigkeit eintritt.

Ferner wird kritisiert, daß ein Teil der Zersetzungsenergie von Beton nicht berücksichtigt wurde. Dies ist eine Konservativität, die in dem von GA entwickelten und auch für PSH verwendeten Modell enthalten ist. Ein Teil des an den Seitenwänden des Oberplenums zerstörten Betons wird für den weiteren Verlauf des Unfalls nicht berücksichtigt. Begründet wird dies damit, daß ein Teil des zerbröckelten Betons durch Spalte und Bohrungen ins Unterplenum fällt und daß ein weiterer Teil des auf den Seitenreflektoren liegenden Betons durch den davor liegenden Beton abgeschirmt wird und damit nicht durch die Wärmestrahlung von der Kernoberfläche aufgeheizt werden kann. Inwieweit durch die Absenkung der Versagenstemperatur diese Konservativität noch vergrößert worden ist, kann nicht mehr nachgeprüft werden.

zu 3.3.5: Fission Product Release

Bei der Freisetzung der Spaltprodukte aus den Brennstoffpartikeln scheint uns die Verwendung des alten AIPA-Modells noch gerechtfertigt zu sein, da die neueren Daten, die einen Partikelbruch erst bei über 2000° C erwarten lassen, noch nicht genügend abgesichert sind bzw. für die Einbeziehung in die Rechnungen zu spät zur Verfügung standen.

Die von GA kritisierte Kernaufheizkategorie KA-8 entfällt in der endgültigen Fassung der PSH-Studie. Bei der Leckrate des intakten Reaktorschutzgebäudes kritisierte GA die Verwendung des konservativen Wertes der Auslegungsleckage. In der endgültigen Fassung wird dieser Wert durch die Berücksichtigung des langfristig anstehenden niedrigeren Druckes etwas reduziert. Zu AIPA ergibt sich dann ein Unterschied von einem Faktor 4, der durch die unterschiedliche Auslegung der beiden Anlagen zu begründen ist.

zu 3.3.6: Uncertainties

In der überarbeiteten, endgültigen Fassung der PSH-Studie wird eine Analyse der Unsicherheiten in den Unfallauswirkungen enthalten sein.

17.3.1981

A.5 GA-COMPARSION OF AIPA AND PSH-IB-RESULTS

GENERAL ATOMIC COMPANY
SAN DIEGO, USA

FROM D.M. Bender
TO F.A. Silady
SUBJECT Comparison of AIPA and German HTR Risk
Study (PSH-1b) Results

IN REPLY
REFER TO: O84:DMB:81
7400
DATE August 14, 1981

GA Preliminary Review

The Probabilistische Sicherheits Studies HTR, Phase-1b (Ref. 1) was reviewed by A. Barsell prior to its current revision (published in May 1981). The GA review (Ref. 2) was in essence a critique of both the German PRA methods and their results. A comparison of the summed risk over all major accident categories showed that the PSH-1b safety study was a factor of 80 higher than the AIPA study.

The GA review indicated that the risk discrepancy stemmed from three major sources:

1. Data Base Differences
2. Plant Design Differences
3. Differences in Methods and Models

German Response to GA Review

The PSH-1b authors, Kernforschungsanlage Julich GmbH (KFA) and Gesellschaft fur Reaktorsicherheit mbH (GRS) responded with the following alterations to the preliminary version of the report:

1. Cancellation of former accident category KA-8 (intentional venting of containment by operator)
 - Impact - Risk reduction by a factor of 2.
2. Modification of plant response, analytical methodology, and assumptions (see Appendix II for detailed list)
 - Impact - Risk reduction by a factor of 4.
3. Plant design improvements (see Appendices II and III)
 - Impact - Risk reduction by a factor of 3.

AIPA - PSH Risk Comparison

Following the modification of the PSH-1b study¹, the AIPA and PSH-1b risk estimates for the HTGR show excellent agreement. The ratio of PSH-1b to AIPA median summed risk is approximately 3.5, well within the uncertainty band of the combined risk studies.

A comparison of the AIPA and PSH risk plots (frequency vs. health dose) can be seen in Figures I and II. Explanations for the PSH-1b accident categories can be found in Appendix I and the corresponding AIPA categories in GA-15000 (Ref. 4). Figure I shows the PSH-1b preliminary risk plot along with the current PSH HTR-1160 reference design (corresponding to alternations 1 and 2 above, Appendix II). Figure II illustrates the risk plot for the improved PSH-1b HTR-1160 reference design (alteration 3 above, Appendices III and IV). Included in both figures is the AIPA risk curve.

References

1. KFA-ISF, GRS, "Sicherheitsstudie Fur HTR-Konzepte Unter Deutschen Standortbedingungen", Phase IB, May 1981.
2. Barsell, A. W., "Review of the German HTR Risk Study (PSH-1b), Document 905440, Nov. 11, 1980.
3. KFA/ISF letter from Dr. W. Kroeger to B. E. Olsen of GA addressing GA's review comments on PSH-1b.
4. GA-15000, "HTGR Accident Initiation and Progression Analysis Status Report", UC-77, April 1978.

DMB:lg

cc: w/Appendices
B. E. Olsen

w/o Appendices
G. C. Bramblett
C. R. Fisher
A. Hodzic
W. J. Houghton
M. LaBar
J. A. Larrimore

A. J. Neylan
T. E. Northup
B. I. Shamasundar
RCB

- - - - -
1. The PSH-1b study does not evaluate doses, and therefore fails to calculate risk values. Approximate doses were evaluated at GA based on linear ratioing of AIPA release rates against those from the PSH-1b study. This approximation would not impact the total risk by any more than a factor of two.

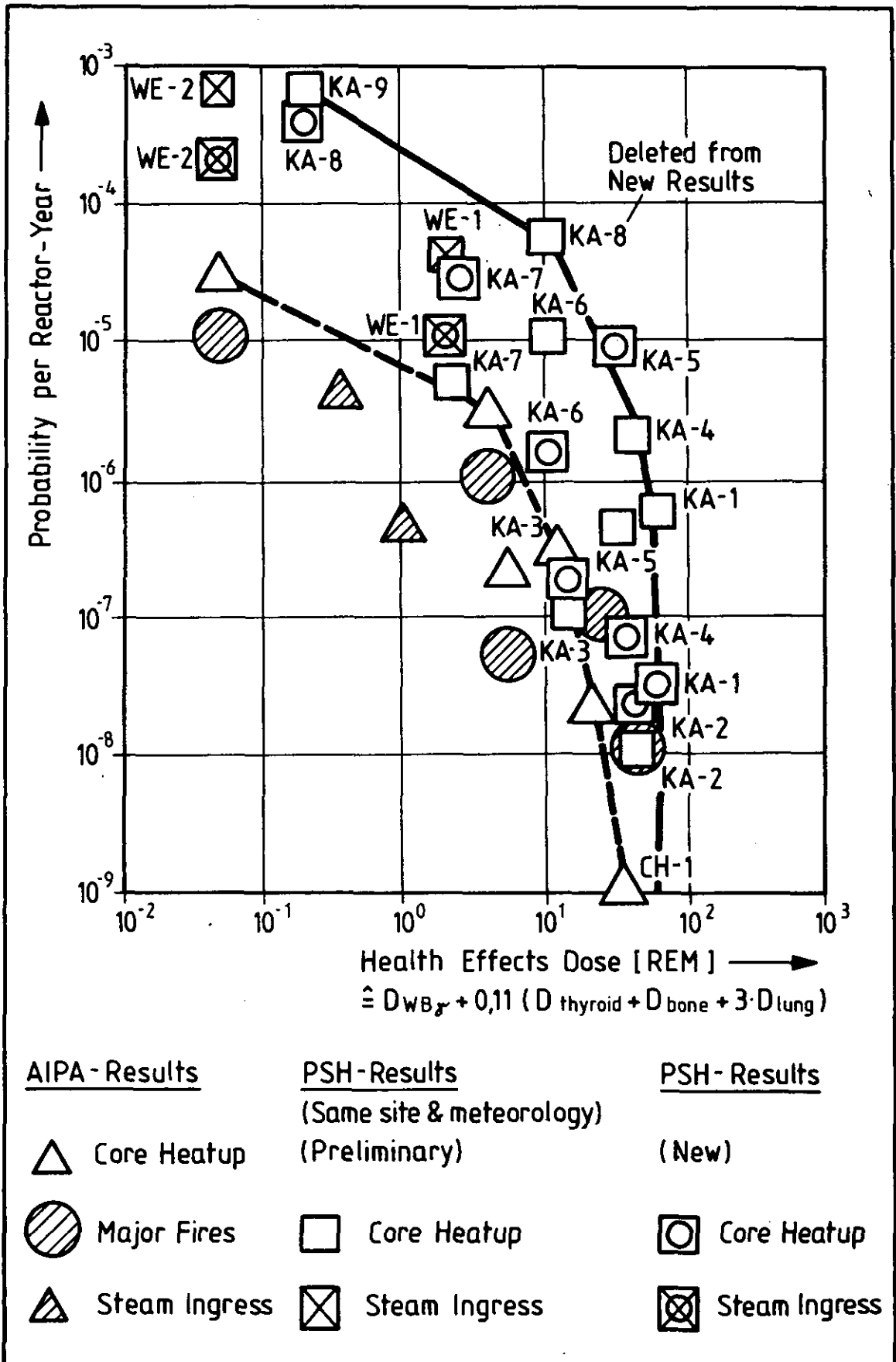


Figure I

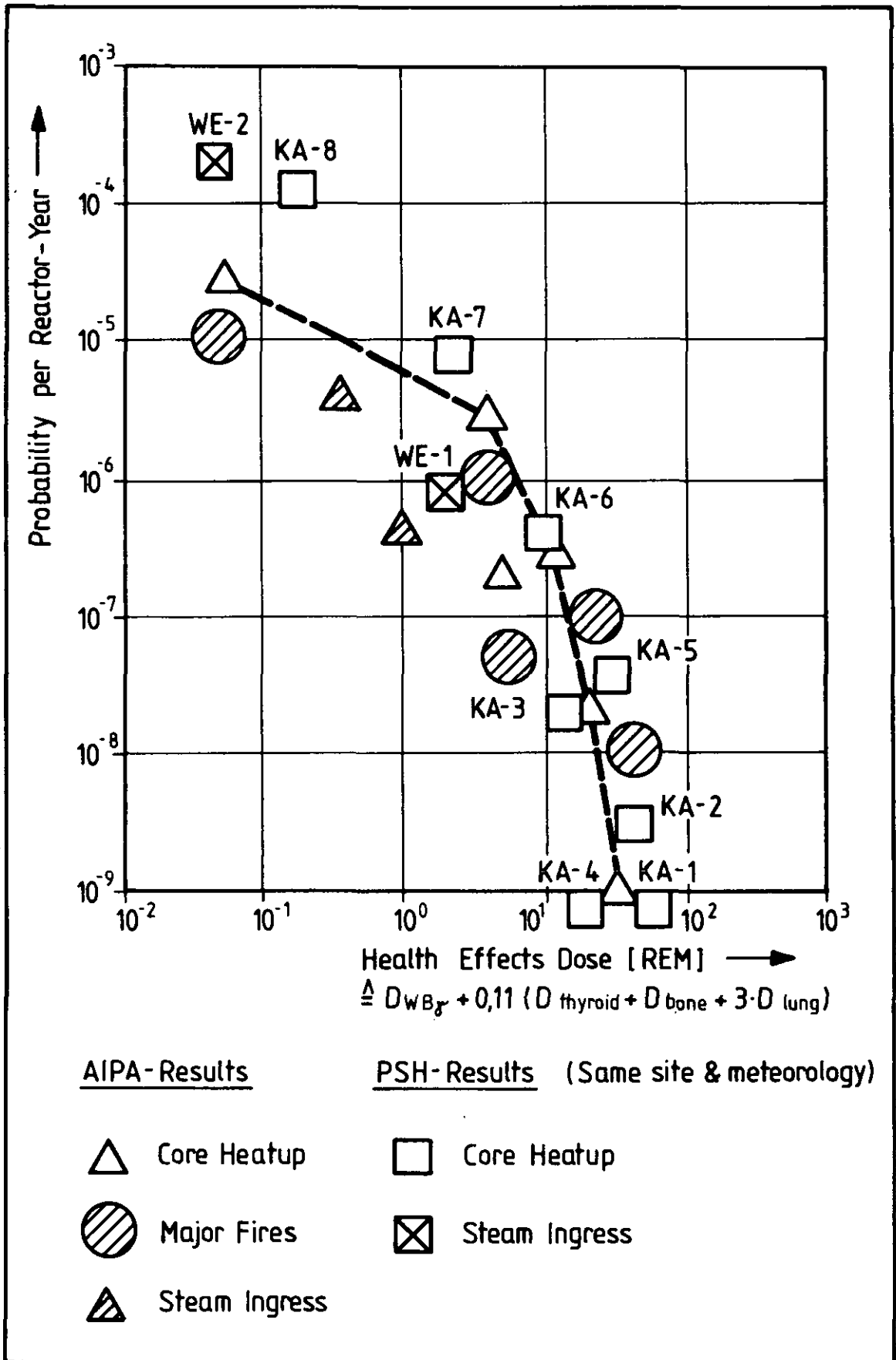


Figure II

APPENDIX I

Description of PSH-1b Accident Categories and Corresponding AIPA Breakdowns

Table I-A

Comparison of PSH and AIPA Accident Categories

PSH-1b Accident Category	Corresponding AIPA Category	General Description (PSH-1b Category)
KA-1	None	Core heatup, concrete decomposition, no containment isolation (ventilation) (valve failure)
KA-2	None	Core heatup, delayed concrete degradation, no containment isolation
KA-3	CH-1	Core heatup, no concrete degradation, no containment isolation
KA-4	CH-2	Core heatup, concrete degradation, containment failure (gas combustion)
KA-5	CH-4	Core heatup, delayed concrete degradation, containment failure (combustion)
KA-6	CH-3	Core heatup, concrete degradation, containment failure (gas collection)(overpressurization)
KA-7	CH-5	Core heatup, delayed concrete degradation, containment failure (gas collection)
KA-8	None	Core heatup, no concrete degradation, containment integrity
WE-1 (Table 5-4)	SG1, SG2	Average leak, 16 ^{tons} 1144 H ₂ O in primary system, release through secondary system
WE-2	R44, RS1	Small leak, less than 1 ^{tons} 1144 H ₂ O in primary system, slow release through secondary system

APPENDIX II

This appendix represents a synopsis of tables 4-9, 4-10, and 4-11 of the PSH-1b study and a letter (Ref. 3) from Dr. W. Kroeger of KFA/INS addressing the differences between the American and German HTGR analysis. Because no quantitative data was given in these references, only a summary of the important points are included in the following tables:

1. Table II-A: PSH-1b analytical modifications in response to GA review (Ref. 3).
2. Table II-B: Evaluation of PSH-AIPA reactor design differences and their qualitative impact on safety (Table 4-9, Ref. 1).
3. Table II-C: Evaluation of PSH-AIPA PRA methodology/assumption differences and their qualitative impact on safety (Table 4-10, Ref. 1).
4. Table II-D: Evaluation of expected PSH-AIPA event frequencies for various accidents and a discussion of the reason behind discrepancies in these frequencies.

Table II-A

PSH-1b Analytical Modifications*

1. Increased probability for restoration of electrical power within 30 hours.
2. Modification of release frequencies due to revision in data, design specifications, test interval; importance of feedwater valve failure, importance of auxiliary circulator valve to open, and importance of containment isolation valve to close under total loss of energy conditions.
3. Modified curie-releases
 - o Mean escape factors for
$$\text{Sr } (5 \times 10^{-3} - 2 \times 10^{-1})$$
$$\text{Cs } (6 \times 10^{-2} - 6 \times 10^{-1})$$
 - o Modified CORRAL input
$$\emptyset (5 \text{ u})$$
$$\text{Leakage } (0.2\% \text{ d})$$
$$= 2.5 \text{ g/cm}^3$$

*See Ref. 3.

Table II-B

(PSH-1b, Table 4-9) AIPA/German Design Differences

German HTGR Design	Risk Points	Comparison with AIPA HTGR Design
Main & reserve elect. system	Smaller probability of emergency elec. failure	--
Battery capacity 1 hr, electrical recovery & diesel startup not possible w/o battery	Contribution to unavailability more important	4 hr capacity, battery does not limit elect. recovery
Afterheat removal priority with CACS, short MLCS rundown, restart of MLCS only allowed if gas temp $\leq 426^{\circ}\text{C}$	MLCS and CACS comparable CACS startup prob. higher for core heatup	Longer MLCS rundown (operator action), restoration of MLCS unhindered (+)
CACS (4 x 50%) more complicated	Availability influenced by common-mode-failure	CACS (3 x 50%) Same
Possible failure of liner cooling system by overheating	Concrete degradation of PCRV and overpressuriz. failure of containment (days)	Same
Containment designed for airplane crash	Higher failure pressure, delayed curie release	Failure pressure lower (-)

Table II-B (Cont.)

German HTGR Design	Risk Points	Comparison with AIPA HTGR Design
No containment filter with sufficient emergency capacity	Unfavorable for fission product release	Bypass air filter has higher capacity (+)
Pneumatic & electrical isolation valves for containment ventilation	Higher availability with intact electrical supply, lower prob. that valves remain open in emergency	Pneumatic valves (advantage under total loss of power)

(+/-, advantage/disadvantage of AIPA design)

Table II-C

(PSH-1b, Table 4-10)
Conservative Assumptions in the Analysis of Core Heatup Accidents

<u>Methodical Assumptions</u>	<u>Influence on Risk Values</u>
<ul style="list-style-type: none"> • Delayed failure of MLCS accidents identical to immediate failure wrt. release rates • No early action by PPS allowed; no MLCS because of regulations governing delayed startup • Common-mode-failure generally handled ($\beta = .10$) • Common-mode-failure modeled with pauschal statistics, influences total energy supply • No manual building isolation • 90% prob. of collecting burnable gas in containment, no H₂ recombination ignition possible, burn pressure too high, early pressure release ignored • Simultaneous failure of concrete and steel in PCRV assumed, various energy sinks disregarded calculation model very conservative for all cases of water/steam flow through bypass • Hold-up factor for stored fission products underestimated, additional steam generator F.P. holdup ignored 	<ul style="list-style-type: none"> Important release categories overestimated MLCS cooldown underestimated Higher unavailability of redundant systems Event tree probability with total loss of power overestimated Overestimation of unavailability of building isolation and power provision under emergency power loss Probability of containment failure overestimated Accident sequence slower, containment failure delayed Release rate too high for the plant

Table II-D
(PSH-1b, Table 4-11)
Comparison of Results for American and German HTGR Study

Results, Phenomena	Expected Frequency per Event		Reason for Difference Between PSH-AIPA
	AIPA	PSH	
• Loss of MLCS with rundown	0.3/a 90% over 5 hours	0.55/a 60% over 20 minutes	Data, operator action
• Loss of emergency power	1.4x10 ⁻² /a	4.4x10 ⁻² /a	Additional analysis Battery design and Battery accident
Probabilities 0-3 h	0.84	0.9 ... 0 ⁺	
3-30 h	0.99	0.98 ... 0.24 ⁺	
30-150 h	1.00	---	
• Failure of CACS to start	4x10 ⁻³ /3x10 ⁻³	3x10 ⁻² /2.5x10 ⁻³	Data, design, operator action, Repair time
Failure to repair	0.6	1	
Failure liner CS	2x10 ⁻¹ (delayed) 1 (spontan)		
Building isolation	2x10 ⁻⁴ 11	3x10 ⁻⁴ 10 ⁻² by LOSP	Data, design (+) Data, design (-)
Recirculation filter failure	3x10 ⁻³	---	Design
Failure of containment through burning	5x10 ⁻² (median)	8x10 ⁻²	Building design (+) Additional analysis

Table II-D (Cont.)

Results, Phenomena	Expected Frequency Per Event		Reason for Difference Between PSH-AIPA
	AIPA	PSH	
Release to containment of core inventory Helium Iodine Strontium Cesium	1 1 ... 2×10^{-2} 10^{-3} ... 10^{-4} 0.4 ... 10^{-3}	1 1 ... 0.3 0.2 ... 2×10^{-3} 0.6 ... 6×10^{-3}	-- -- Additional analysis, Assumptions (operator action)
Release to environment of core inventory Helium Iodine Strontium Cesium	1 ... 10^{-7} 10^{-4} max 10^{-3} max	0.35 max. 10^{-2} 3×10^{-2} max 4×10^{-2} max	-- Design (accident filter) Release assumptions "

+/-: Advantage AIPA/disadvantage AIPA.

APPENDIX III

The PSH-1b study did perform a design optimization of their HTGR from a safety standpoint. Whether these improvements are a result of the GA Review (critique) or the PSH-1b study itself is difficult to determine. Nonetheless, the significant HTGR plant design features differing from those in the AIPA are listed below, along with the PSH-1b responses.

- Poorer provision for restoring power after 1 hour following LOSP and diesel engine failure (battery power, switches, etc.).

Response:

- (a) Operator action - reset breakers.
 - (b) Operator action - restart diesel by hand
 - (c) Electrical system recovery without dependence on battery
 - (d) Better operational electrical testing program
- Less reliable containment isolation and valve design (one motor-operated valve)

Response:

- (a) Diverse (operational) isolation valves (against power loss), two-motor-operated valves
 - (b) Accident reanalysis based on 900°C concrete failure temperature (instead of 800°C)
 - (c) Alternative/improved combustion and mixing models for containment, better approx. of CO₂ production, better approx. of ignition peak pressure in containment
 - (d) Possible containment inerting with helium using purification system inventory
- Poorer provision for restoring main loop cooling or providing natural convection through main loops (licensing interlock requirements)

Response:

- (a) Override main-loop cooling interlocks (SG entrance temp) by operator action
- (b) Automatic use of auxiliary steam

(c) Diverse feedwater source/storage

Additional design optimizations include:

- Hardening of liner cooling system (no specifics discussed).
- Isolation of defective steam generators with redundant overpressure valves (i.e., additional blowdown valves to supplement safety valves).
- Improve CACS availability through alternate pump/circulation sources, improved operational testing programs.
- Hardening of PCRV concrete (siliconization - to be researched).

APPENDIX IV

The following tables are from the PSH-1b study documenting the modifications for an "improved German HTR", and their resultant impact on the accident frequency.

1. Table IV-A: Qualitative discussion of system and plant modifications to improve HTR-1160 safety risk (Table 7-1, Ref. 1)
2. Table IV-B: Quantitative discussion of the "easily installed" system modifications on the probability of accident occurrence (table 7-2, Ref. 1)

Table IV-A
(PSH-1b, Table 7-1)
Changes in System Design and Concepts
of the HTR-1160 with Positive Influences on Risk

Important Events for Core Heatup	System Alterations	Concept Changes in Core Design
	<div>Small</div> <div>Large</div>	
Restoration requirements	<div>Diesel startup and bus switching w/o battery</div>	
Loss MLCS	<div>Automatic auxiliary steam provision</div>	
Afterheat	<div>Test CACS valve each 1/4 year, redundant external pumps</div> <div>Restart MLCS</div>	<div>Smaller power density</div> <div>Hardening through natural convection</div>
Liner cooling	<div>Precaution to avoid gas burning (helium storage)</div> <div>Diverse accident safe valves</div>	
Containment-Delay failure 4-1/2 - 6-1/2 days	<div>Strengthen</div>	
Isolation	<div>Diverse system i.e. SG emergency quench/storage</div> <div>Increase PCRV concrete failure probability through silicization*</div>	<div>Oxidized fuel elements</div>
'Water ingress'		
Isolate secondary system	<div>Redundant, isolation overpressure insurance</div>	<div>*Requires research</div>

Table IV-B

(PSH-1b, Table 7-2)
Influence of Small (Easily Incorporated) Changes
in the HTR-1160 on Event Frequencies and Release Probabilities

Release Category Frequency of Unchanged System (Mean) Dominant Chains	Reduction Factor for Event Prob in Chapter 4.5						Frequency of Changed System (Mean)
	Failure Emergency Power 0-3 h	Failure MLCS	Failure CACS	Failure Contain. Isolation		Failure Secondary	
					Overpress. 4.5-6.5 d		
Core heatup events							
KA-1 10 ⁻⁷ /R-yr NBC, D	3	-	-	65	-		10 ⁻⁹
KA-2 4x10 ⁻⁷ LCDE, HBCD, NBC ₂ D	-, -, 1/3*	-, 1.5/2 ⁺ , -	3, 4/2, 11/1	-, -, 1/65	-, -, -	14	2x10 ⁻⁸
KA-3 5x10 ⁻⁷ HBD, NBD	-, 1/3	1.5/2, -	4/2, 11/1	-, 1/65	-, -		8x10 ⁻⁸
KA-4 10 ⁻⁶ NBC, V	3	-	-	-	50		7x10 ⁻⁹
KA-5 7x10 ⁻⁵ HBCV	-	1.5/2	4/2	-	50		3x10 ⁻⁷
KA-6 5x10 ⁻⁶ NBC, G	3	-	-	-	-		2x10 ⁻⁶

Table IV-B (Cont.)

Release Category Frequency of Unchanged System (Mean) Dominant Chains	Reduction Factor for Event Prob in Chapter 4.5						Frequency of Changed System (Mean)
	Failure Emergency Power 0-3 h	Failure MLCS	Failure CACS	Failure Contain. Isolation		Failure Secondary	
					Overpress. 4.5-6.5 d		
KA-7 3x10 ⁻⁴ HBCG	-	1.5/2	4/2	-	-		6x10 ⁻⁵
KA-8 10 ⁻³ HB		1.5/2	4/2	-	-		2x10 ⁻⁴
WE-1 8x10 ⁻⁵ LMCD						14	6x10 ⁻⁶

+ A/B, A is delayed failure MLCS, B for immediate

* A/B, A is for intact emergency power, B for failed power.

B. ÄNDERUNGEN AN DER SYSTEMAUSLEGUNG

B.1 ÜBERBLICK, ERGEBNISZUSAMMENFASSUNG

W. Kröger, KFA-ISF

Überblick, Ergebniszusammenfassung

Die den Analysen zugrunde gelegte HTR-1160-Anlage wurde in den USA entwickelt und durch Modifizierung wichtiger Systeme der deutschen Genehmigungspraxis angepaßt. Die sicherheitstechnische Auslegung der Anlage spiegelt z.T. überholte Kenntnisse und Anforderungen wider. Hinzu kommt, daß die Anlage den sonst üblichen Optimierungsprozeß während Detailplanungs-, Bau- und auch Inbetriebnahmephase nicht durchlaufen hat. Planungsbegleitende probabilistische Schwachstellenanalysen sind zumindest im größeren Umfang nicht durchgeführt worden.

Die Arbeiten an dieser Studie haben Schwächen in der Systemauslegung erkennen lassen, die die errechneten Risikowerte erheblich beeinflussen. In diesem Fachband werden nun Änderungen an der Systemauslegung vorgeschlagen und ihr Einfluß auf die Ergebnisse bewertet. Unberührt davon bleiben der grundsätzliche Aufbau der Anlage und die Auslegung des Reaktorkerns. Eine Anpassung der HTR-1160-Kernauslegung an derzeit in der Entwicklung befindliche HTR-Projekte mit niedrigerer Leistung und Leistungsdichte würde zu einem geringeren und weiter verzögerten Temperaturanstieg führen, der sich zusammen mit der Verwendung oxidischen Brennstoffs positiv auf die Spaltproduktrückhaltung im Primärkreislauf auswirken würde. Eine Quantifizierung dieser Vorteile ist in dieser Phase der Studie nicht möglich und zukünftigen Arbeiten vorbehalten.

Die im folgenden vorgeschlagenen Änderungen an der Systemauslegung gelten als 'geringfügig', wenn sie vermutlich im Verlaufe des Genehmigungsverfahrens oder Realisierungsprozesses ohnehin gefordert oder bei der gebauten Anlage nach Vorlage der Studie nachträglich berücksichtigt worden wären. Der technische Aufwand scheint vertretbar; der Einfluß auf Risikobeitrag bzw. Freisetzungshäufigkeit wird mit Hilfe von Fehlerbaumanalysen nachgewiesen. Den Einfluß von Auslegungsschwächen auf den Ablauf und die Häufigkeit von dominierenden Ereignisketten zeigt Abb. 1 für Kernaufheizunfälle und Abb. 2 für Wassereinbruchstorfälle. Daraus lassen sich die folgenden Punkte ableiten:

- Die Häufigkeit einer Kernaufheizung ist relativ groß. Zur Nachwärmeabfuhr steht nur eine Sicherheitseinrichtung mit Schwächen in Teilbereichen zur Verfügung; das Hauptkühlsystem ist nur sehr begrenzt einsetzbar.
- Ereignisketten mit Totalausfall der Stromversorgung liefern erhebliche Beiträge zum Risiko.
- Ein Versagen des Reaktorschutzgebäudes zu einem späten Zeitpunkt ist nicht auszuschließen, weil dagegen aktiv keine Vorsorge getroffen wurde.

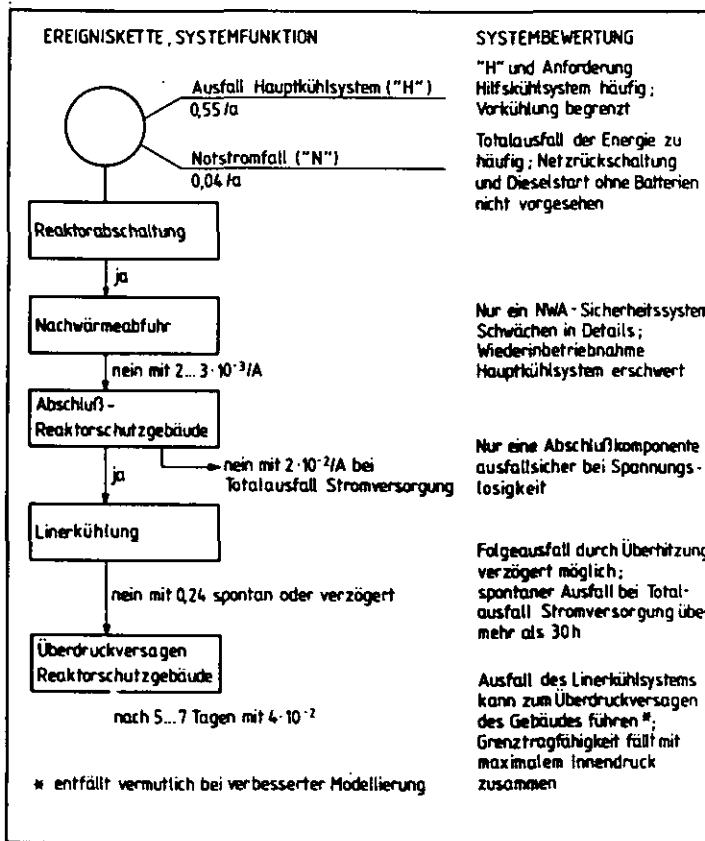


Abb. 1: Einfluß von Auslegungsschwächen auf dominierende Ereignisketten bei Kernaufheizunfällen

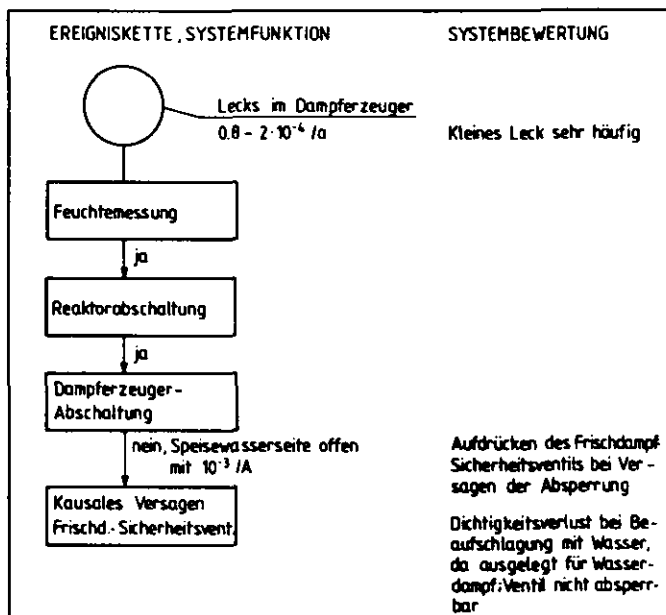


Abb. 2: Einfluß von Auslegungsschwächen auf dominierende Ereignisketten bei Wassereinbruchstörfällen

- Dem Linerkühlsystem kommt in der hier vorliegenden Analyse für die Verhinderung schwerer Kernaufheizunfälle eine große Bedeutung zu, der die errechnete Systemverfügbarkeit nicht entspricht.
- Bei Dampferzeugerlecks und deren nicht ordnungsgemäßer Absperrung ist eine Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre möglich, weil das Sicherheitsventil in der Dampfleitung als Folge des Störfalls aufgedrückt und in seiner Dichtfunktion beeinträchtigt werden kann.

Es sei darauf hingewiesen, daß möglicherweise ein Teil dieser sog. Auslegungsschwächen durch eine zu ungünstige Bewertung vorgetäuscht werden kann, da Kenntnislücken durch ggf. zu konservative Annahmen abgedeckt worden sind. Das betrifft vor allem die Behandlung von Common-mode-Ausfällen und von Verbrennungsvorgängen innerhalb des Reaktorschutzgebäudes sowie Versagensmodelle für Komponenten, wie z.B. für das Frischdampf-Sicherheitsventil.

Die im folgenden im Detail beschriebenen Untersuchungen zeigen, daß es möglich ist, durch geringfügige Änderungen an der Systemauslegung des HTR-1160 einzelne Freisetzungshäufigkeiten und wichtige Risikobeiträge z.T. erheblich zu senken. Die einzelnen Maßnahmen sind in Tabelle 1 zusammengefaßt; ihr Einfluß auf einzelne Ereignisse und die Freisetzungshäufigkeiten sind Tabelle 2 zu entnehmen. Mögliche Rückwirkungen auf die kumulierten Freisetzungen bleiben konservativ unberücksichtigt. Die Freisetzungszeiten verschieben sich bei Ereignisketten mit verzögertem Ausfall des Hauptkühlsystems (H_V) um etwa 100 Stunden, da die Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem um fast drei Stunden gestreckt werden kann.

Die Häufigkeiten von Ereignisketten mit Kernaufheizung, aber ohne gravierende Freisetzungen (KA-8) ließen sich durch geringfügige konstruktive Änderungen nur unwesentlich reduzieren. Hier bringen erst weiterreichende Änderungen den ggf. anzustrebenden Erfolg. Kernaufheizunfälle mit Versagen des Sicherheitseinschlusses infolge ausbleibenden Gebäudeabschlusses (KA-1) oder Gasverbrennung (KA-3, 4) werden durch geringfügige technische Maßnahmen und Vorausplanung in ihrer Bedeutung zumindest erheblich gemindert; bezieht man weiterreichende Änderungen mit ein, kann ein frühes Versagen des Reaktorschutzgebäudes - d.h. nach mehreren Tagen - ausgeschlossen werden.

WICHTIGE EREIGNISSE	ÄNDERUNGEN AN SYSTEMAUSLEGUNG geringfügig weitreichend	AN KONZEPTMERKMALEN bzw. KERN AUSLEGUNG
für 'Kernaufheizung'		
Ausfall Notstrom 0-3 h	Diesel-Start und Netzrück-schaltung ohne Batterien	
Ausfall Hauptkühlsystem	Hilfsdampf automatisch, Deionatnachspeisung	
Ausfall Nachwärmeabfuhr-systeme	Test Gasklappen 1/4-jährlich, redund. Umwälzpumpen Wiederinbetriebnahme Hauptkühlsystem geplant	
Linierkühlung	↑ Ertüchtigung	
Reaktorschutzgebäude -Versagen 4,5-6,5 Tage	Maßnahmen zur Vermeidung Gasverbrennung (z.B. Helium-Nachspeisung)	
-Abschluß	Diversitäre ausfallsichere Klappen	
für 'Wassereinbruch'		
Abschluß Sekundärkreislauf	Redundante, absperzbare Überdrucksicherung	
		Geringere Leistungs-dichte, -größe Ertüchtigung Naturkonvektion Oxidischer Brennstoff

Tabelle 1: Änderungen an Systemauslegung und Konzeptmerkmalen des HTR-1160 mit positivem Einfluß auf das Risiko

FREISETZUNGSKATEGORIEN mit Häufigkeit für unveränderte Systeme und dominanten Ereignisketten		REDUKTIONSFAKTOREN					Häufigkeit für geringfügig veränderte Systeme	
		Ausfall Notstrom 0-3 h	Ausfall Hauptkühlsystem	Ausfall NWA-Systeme	Versagen Reaktorschutzgebäude (Abschluß Überdruck)	Versagen Sekundärkreiseinschluß		
Kernaufheizunfälle								
KA-1 NBC ₁ D	10 ⁻⁷	2	-	-	65	-	1·10 ⁻⁹ (als Grenzwert gesetzt)	
KA-2 LCDE HBCD NBC ₂ D	4·10 ⁻⁷	- - 1/2 *	- 15/2 * -	8 4/2 11/1	- - 1/65	- - -	2·10 ⁻⁸	
KA-3 HBD NBD	5·10 ⁻⁷	- 1/2	15/2 -	4/2 11/1	- 1/65	- -	8·10 ⁻⁸	
KA-4 NBC ₁ V	10 ⁻⁶	2	-	-	-	50	7·10 ⁻⁹	
KA-5 HBCV	7·10 ⁻⁵	-	15/2	4/2	-	50	3·10 ⁻⁷	
KA-6 NBC ₁ G	5·10 ⁻⁶	2	-	-	-	-	2·10 ⁻⁶	
KA-7 HBCG	3·10 ⁻⁶	-	15/2	4/2	-	-	7·10 ⁻⁵	
KA-8 HB	10 ⁻³	-	15/2	4/2	-	-	2·10 ⁻⁶	
Wassereinbruchsfälle								
WE-1 L _H CD	8·10 ⁻⁵	7					14	6·10 ⁻⁶
• Jeweils erster Wert für Ketten mit verzögertem Ausfall Hauptkühlsystem, zweiter für spontanen								
* Jeweils erster Wert für Notstromfall-Ketten mit intakter Notstromversorgung, zweiter ohne								

Tabelle 2: Einfluß geringfügiger Änderungen am HTR-1160 auf Ereignisbewertungen und Freisetzungshäufigkeiten

Ereignisketten, die durch Lecks im Dampferzeuger ausgelöst werden, tragen nicht mehr nennenswert zum Risiko bei. Der Freisetzungspfad direkt in die Umgebung ist durch eine geschaffene Absperrmöglichkeit des Sicherheitsventils wesentlich unwahrscheinlicher geworden, dementsprechend ist auch der größte Beitrag zu einer Kernaufheiz-Kategorie (KA-2) von 55 % auf etwa 15 % gesunken.

Bei Arbeiten an zukünftigen HTR sollte man auf Ertüchtigungsmöglichkeiten für das Linerkühlsystem zur Nachwärmeabfuhr bzw. Temperaturstabilisierung des Reaktordruckbehälter-Betons achten. So ließen sich die Folgen eines Ausfalls der zur Nachwärmeabfuhr vorgesehenen Systeme weiter begrenzen.

B.2 KÖHLSYSTEME

H.G. Mohr, KFA-ISF

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Systemänderungen	2
2.1 Änderungen am Hauptkühlsystem	2
2.1.1 Prozedur 'Hilfsdampfzuschaltung'	2
2.1.2 Bedingungen für die Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems	3
2.1.3 Kühlung nach Verlust des Kondensatorvakuums	3
2.1.4 Verbesserte Kühlung nach Ausfall der Kondensatpumpen	4
2.2 Änderungen am Hilfskühlsystem	5
2.2.1 Primärgasrückschlagklappen	5
2.2.2 Zirkulationspumpen in den Kühlwasserkreisläufen	5
2.2.3 Zirkulationspumpen in den Komponentenkühlkreisläufen	5
3. Einfluß der Systemänderungen auf die Ausfallhäufigkeit des Hauptkühlsystems und die Nichtverfügbarkeit der NWA-Systeme bei intakter Stromversorgung	6
3.1 Ausfall des Hauptkühlsystems	6
3.2 Ausfall der Nachwärmeabfuhr	7
4. Zusammenfassung	8
Schrifttum	9

1. Einleitung

Die HTR-1160-Anlage besitzt mit dem Hauptkühlsystem als Teil des betrieblichen Kühlsystems und dem Hilfskühlsystem als Sicherheitseinrichtung zwei Systeme zur Nachwärmeabfuhr, allerdings ist nur das Hilfskühlsystem notstromversorgt.

Ausfälle des Hauptkühlsystems während des Leistungsbetriebes sind eine der dominierenden Gruppen von auslösenden Ereignissen für Störfälle mit Kernaufheizung. Die Nachwärme kann in ca. 60 % der Fälle 20 Minuten lang über das Hauptkühlsystem abgeführt werden (Vorkühlphase); danach wird das Hilfskühlsystem automatisch angefordert. In den restlichen Fällen steht von Anfang an nur das Hilfskühlsystem zur Verfügung.

Bei dieser Gruppe von auslösenden Ereignissen kann die Häufigkeit einer Kernaufheizung sowohl durch Verbesserungen am Haupt- als auch am Hilfskühlsystem gemindert werden. Die Verbesserungen am Hauptkühlsystem wirken sich hauptsächlich in einer Verlängerung der Vorkühlphase auf bis zu 3 Stunden aus. Daraus resultiert eine entsprechend längere zulässige Ausfallzeit der Nachwärmeabfuhrsysteme, so daß die Erfolgswahrscheinlichkeit von Reparaturmaßnahmen bzw. die Möglichkeit zur Reaktivierung der Nachwärmeabfuhrsysteme steigt.

Im Notstromfall, der zweiten dominierenden Gruppe von auslösenden Ereignissen für Störfälle mit Kernaufheizung, ist das Hauptkühlsystem nicht verfügbar. Setzt man ein Funktionieren der Notstromversorgung voraus, was in diesem Kapitel der Fall ist, können demnach nur Verbesserungen am Hilfskühlsystem die Häufigkeit einer Kernaufheizung senken.

Die vorgeschlagenen Systemänderungen und ihr Einfluß auf Ereignisketten mit Kernaufheizung werden im folgenden detailliert behandelt.

2. Systemänderungen

2.1 Änderungen am Hauptkühlsystem

2.1.1 Prozedur 'Hilfsdampfzuschaltung'

Die Auslegung des HTR-1160 sieht vor, daß nach Störungen mit Schnellabschaltung des Reaktors die Nachwärme über das Hilfskühlsystem abgeführt wird. Zur Reduzierung der Anforderungshäufigkeit für diese Sicherheitseinrichtung soll aber das Hauptkühlsystem so oft und so lange wie möglich weiter betrieben werden. Die Hauptgebläse und Speisewasserpumpen müssen dazu spätestens etwa 20 min nach Reaktorschnellabschaltung mit Hilfsdampf versorgt werden, den der Operateur innerhalb eines kurzen Zeitfensters von minimal 2 Minuten zuschalten soll /1/. Bei Ausbleiben dieser Handlung werden das Hauptkühlsystem nach Erreichen von Reaktorschutzkriterien automatisch abgeschaltet und das Hilfskühlsystem angefordert.

Für das Ausbleiben der notwendigen Schaltmaßnahmen wurde eine Wahrscheinlichkeit von $7 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 10 ermittelt /2/. Multipliziert mit der Anzahl der Reaktorschnellabschaltungen resultiert daraus ein Anteil von 38 % am Ausfall des Hauptkühlsystems von insgesamt 0,5/a.

Dieser hohe Anteil menschlicher Fehler läßt sich durch Verbesserung der Randbedingungen senken, z.B. durch Ertüchtigung der Hilfskessel in der Weise, daß der Hilfsdampf bereits 10 Minuten nach der Reaktorschnellabschaltung zur Verfügung steht und automatisch zugeschaltet wird. 30 Minuten nach der Reaktorschnellabschaltung soll der Operateur die Hilfsdampfzuschaltung bestätigen. Sollte der Operateur diese Bestätigung unterlassen, würde das Hauptkühlsystem automatisch abgeschaltet. Diese teilautomatische Hilfsdampfzuschaltung ist einer vollautomatischen Prozedur vorzuziehen, da bei bestimmten Ereignisketten mit Wassereintrich ein Abwägen der Vor- und Nachteile einer Kühlung mit dem Hauptkühlsystem erforderlich ist.

Aufgrund der verbesserten Zuschaltprozedur verringert sich die Wahrscheinlichkeit für eine fehlerhafte Hilfsdampfzuschaltung um mehr als eine Größenordnung. Bei der Bewertung wurde das AIPA-Operateurmodell zugrunde gelegt /3/. Durch die genannte Auslegungsverbesserung trägt die fehlerhafte Hilfsdampfzuschaltung nur noch zu 50 % zur Ausfallwahrscheinlichkeit des Hilfsdampfes von $1,5 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung bei.

2.1.2 Bedingungen für die Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems

Verriegelungen im Reaktorschutzsystem verhindern die Inbetriebnahme des Hauptkühlsystems, wenn die Gastemperatur am Eintritt in die Dampferzeuger 426 °C überschritten hat /1/. Dies schränkt die Möglichkeiten der Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems zur Nachwärmeabfuhr nach Ausfall des Hilfskühlsystems erheblich ein. Bei spontanem Ausfall des Hauptkühlsystems wird dieser Temperaturgrenzwert gar nicht unterschritten und eine Wiederinbetriebnahme des Systems ist nur nach weitreichendem Eingriff ins Reaktorschutzsystem möglich. Unzulässig hohe Temperaturen für den Reaktor und seine Kühlsysteme werden jedoch frühestens nach einer Zeitspanne von 3 h erreicht.

Zur Behebung der sich hier ungünstig auswirkenden Bedingungen wird vorgeschlagen, den Wiederstart des Hauptkühlsystems nach Ausfall des Hilfskühlsystems zuzulassen, solange die Primärkreislauftemperaturen noch unterhalb zulässiger Komponenten-Grenzwerte liegen. Die Kriterien und erforderlichen Prozeduren sind technisch zu ermöglichen und in das Betriebshandbuch aufzunehmen.

Bei Berücksichtigung dieser Maßnahmen ergibt sich in Anlehnung an das WASH-1400-Operateurmodell /4/ für das Nichtgelingen dieser Operateurhandlungen zur verbesserten Inbetriebnahme des HaKS eine Wahrscheinlichkeit von $5 \cdot 10^{-2}/A$.

2.1.3 Kühlung nach Verlust des Kondensatorvakuums

Nach Verlust des Kondensatorvakuums kann das Hauptkühlsystem zur Vorkühlung des abgeschalteten Reaktors genutzt werden, aber nur solange der Wasservorrat des Speisewasserbehälters reicht. Diese Wasservorlage ist nach ca. 20 Minuten erschöpft. Bei dem vorliegenden Reaktorkonzept könnte eine Nachpumpmöglichkeit von Wasser aus den Kondensatspeichern ($2 \times 450 \text{ m}^3$) in den Speisewasserbehälter die Vorkühlzeit von ca. 20 min auf mindestens 3 h erhöhen. Aus einer Vorkühlzeit von 3 h resultiert eine Verlängerung der zulässigen Ausfallzeit der Kühlsysteme auf ca. 20 h /5/. Diese Zeitspanne ist zur Ergänzung der Wasservorräte und für Reparaturmaßnahmen an den Kühlsystemen nutzbar. Bei nicht erfolgreichen Reparaturmaßnahmen kann bei ergänzten Wasservorräten ein intermittierender Betrieb des Hauptkühlsystems im offenen Kreislauf erfolgen. (3 h Kühlung mit HaKS, dann Ergänzung der Wasservorräte, dann 3 h Kühlung mit HaKS usw.) Diese Möglichkeit ist in den Analysen jedoch nicht berücksichtigt worden.

Nach Reparaturmodellen in /6/ ergibt sich für die zulässige Ausfallzeit von 20 h sowohl für das Hilfskühlsystem als auch für das Hauptkühlsystem eine Reparaturwahrscheinlichkeit von jeweils etwa 40 %. In der Studie ist konservativ für die Gesamtheit der hier besprochenen Maßnahmen zur Wiederherstellung der Kühlung eine Wahrscheinlichkeit von 50 % berücksichtigt worden.

Die für die Wiederauffüllung des Speisewasserbehälters notwendigen Pumpen und Armaturen in der Nachspeiseleitung aus den Kondensatspeichern werden über einen Befehl von der Warte aus angesteuert. Diese manuelle Maßnahme ist aus Komponentenschutzgründen durch Füllstandsmessungen im Speisewasserbehälter und in den Kondensatspeichern verriegelt. Außerdem sind Rückschlagarmaturen vorzusehen. Abb. 1 zeigt die angesprochenen Auslegungsänderungen.

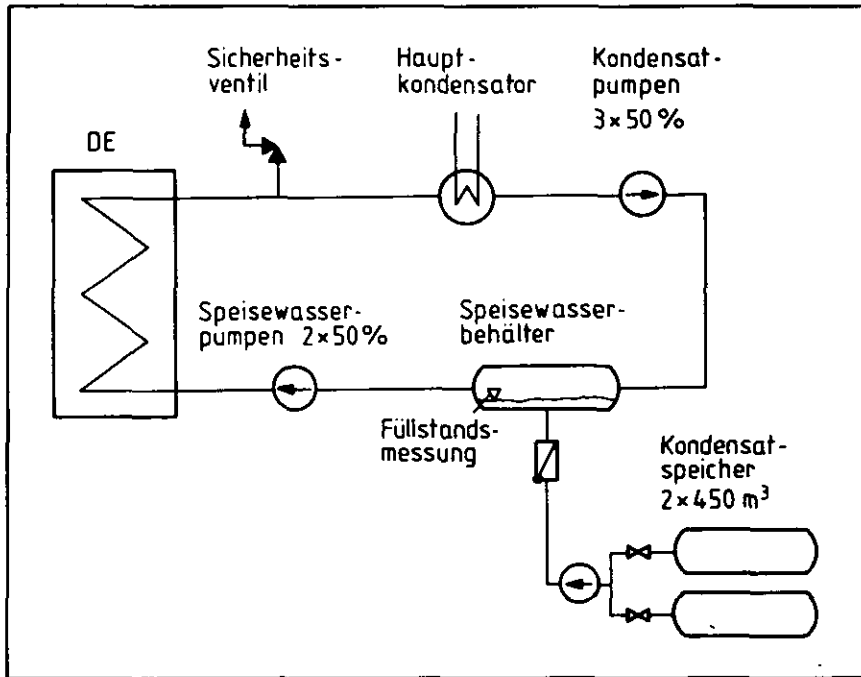


Abb. 1: Auslegungsänderung zur verbesserten Kühlung nach Verlust des Kondensatorvakuum oder der Kondensatpumpen

2.1.4 Verbesserte Kühlung nach Ausfall der Kondensatpumpen

Bei Ausfall der Kondensatpumpen ist der Kondensatfluß vom Hauptkondensator zum Speisewasserbehälter unterbrochen. Die Anlage läuft zunächst für kurze Zeit weiter unter Vollast; nach erfolgter Turbinenschnellabschaltung (TUSA) wird die Anlage abgefahren und das Hauptkühlsystem danach abgeschaltet. Dabei wird der Reaktor nicht nennenswert vorgekühlt. Bei einer verbesserten Anlagenauslegung sollte das Reaktorschutzsystem derart geändert werden, daß schon der Ausfall der Kondensatpumpen die Reaktorschnellabschaltung auslöst. Mit dieser Auslegungsänderung ergibt sich dergleiche Störfallablauf wie beim Verlust des Kondensatorvakuum; die dort genannten Auslegungsverbesserungen kommen auch hier in gleicher Weise zum tragen. Durch Wassernachspeisung in den Speisewasserbehälter kann eine dreistündige Vorkühlzeit erreicht werden.

2.2 Änderungen am Hilfskühlsystem

2.2.1 Primärgasrückschlagklappen

In jedem der vier Hilfskühlstränge befindet sich eine Primärgasrückschlagklappe, um während des Leistungsbetriebs der Anlage den Kühlmittelrückstrom durch die Hilfswärmetauscher zu begrenzen. Ein Nichtöffnen einer Rückschlagklappe bei Anforderung hat den Totalausfall des betreffenden Hilfskühlstranges zur Folge.

Bei dem analysierten Anlagenkonzept werden die Primärgasrückschlagklappen nur halbjährlich geprüft.

Eine Verringerung der Ausfallwahrscheinlichkeit dieser Komponente läßt sich dadurch erreichen, daß die Klappen monatlich bei reduzierter Reaktorleistung mit Prüfdruck beaufschlagt werden. Dies würde einen Teilfunktionstest bedeuten, der einem 1/4-jährlichen Volltest gleichzusetzen ist.

Durch diesen Teilfunktionstest werden die Primärgasrückschlagklappen nicht voll geöffnet, die Klappen werden nur "angelupft", d.h. es wird geprüft, ob ein Verklemmen oder Festbacken in den Führungen vorliegt.

2.2.2 Zirkulationspumpen in den Kühlwasserkreisläufen

Während des Leistungsbetriebes der Anlage fördern Zirkulationspumpen einen Minimaldurchsatz durch die Kühlwasserkreisläufe des Hilfskühlsystems, um Wärmeverluste abzuführen. Für den Nachwärmeabfuhrbetrieb wird von den Zirkulationspumpen auf Umwälzpumpen umgeschaltet. Ein Versagen dieser Pumpen führt zum Ausfall des betreffenden Hilfskühlstranges.

Die vorgeschlagene Auslegungsverbesserung besteht darin, die Auslegung der Zirkulationspumpen derart zu ändern, daß sie die Funktion der Umwälzpumpen übernehmen können. Die Möglichkeit, den geförderten Durchsatz der Zirkulationspumpen im Anforderungsfall auf den zur Nachwärmeabfuhr notwendigen zu erhöhen, schafft eine zusätzliche Pumpenredundanz in den Kühlwasserkreisläufen.

2.2.3 Zirkulationspumpen in den Komponentenkühlkreisläufen

Die Komponentenkreisläufe schützen die Komponenten des Hilfskühlsystems, z.B. Gebläse, vor unzulässig hohen Temperaturen im Leistungs- und im Nachwärmeabfuhrbetrieb. Der Ausfall eines Komponentenkühlkreislaufer führt zum Ausfall des betreffenden Hilfskühlstranges. Bei den Komponentenkühlkreisläufen wird das gleiche Prinzip angewendet wie in den Kühlwasserkreisläufen, d.h. im Anforderungsfall erfolgt die Umschaltung von Zirkulations- auf Umwälzpumpen. Aus diesem Grund wird auch hier eine Ertüchtigung der Zirkulationspumpen für

den NWA-Betrieb vorgesehen.

Fehlerbaumanalysen ergaben, daß durch die unter 2.2.2 und 2.2.3 beschriebenen Änderungen die Nichtverfügbarkeit des Hilfskühlsystems um den Faktor 2 auf $1,3 \cdot 10^{-3}$ gesenkt werden kann.

3. Einfluß der Systemänderungen auf die Ausfallhäufigkeit des Hauptkühlsystems und die Nichtverfügbarkeit der NWA-Systeme bei intakter Stromversorgung

3.1 Ausfall des Hauptkühlsystems

Tabelle 1 veranschaulicht den Einfluß der betrachteten Systemänderungen auf den Ausfall des Hauptkühlsystems. Durch die Systemverbesserungen wird die Wahrscheinlichkeit des Ausfalls des Hauptkühlsystems um etwa 40 % auf 0,3/a verringert. Noch wichtiger ist aber, daß in 67 % der Fälle die Vorkühlung des Reaktors mit dem Hauptkühlsystem von 20 min auf 3 h gestreckt werden kann. Dadurch verlängert sich die zulässige Ausfallzeit für die Kühlung erheblich, woraus günstigere Bedingungen für Reparaturen an ausgefallenen Kühlssystemen folgen.

Systemausfall bzw. Teilereignis	Häufigkeit (a^{-1})	Vorkühlzeit	Verbesserungen in	Anteil an Gesamthäufigkeit von $0,55 / 0,34 a^{-1}$
Reaktorschnellabschaltung und Ausbleiben der Hilfsdampfung zur Nachwärmeabfuhr mit dem Hauptkühlsystem	$1,6 \cdot 10^{-1} / 2 \cdot 10^{-3}$ *	20 min/30 min	Hilfsdampfungszuschaltung*, Wiederinbetriebnahmebedingungen des Hauptkühlsystems	29 % / 0,5 %
Verlust des Kondensatorvakuum	$1,5 \cdot 10^{-1} / 1,5 \cdot 10^{-1}$	20 min/3 h	Wassernachspeisung in den Speisewasserbehälter	27 % / 44 %
Ausfall der Kondensatpumpen	$8 \cdot 10^{-2} / 8 \cdot 10^{-2}$	0 / 3 h	Reaktorschnellabschaltung nach Ausfall der Kondensatpumpen, Wassernachspeisung in den Speisewasserbehälter	15 % / 23 %
Turbinenschnellabschaltung und Blockieren der Hochdruckreduzierstationen	$2 \cdot 10^{-2} / 2 \cdot 10^{-2}$	0 / 0	---	4 % / 5 %
Turbinenschnellabschaltung, Nichtabfangen auf Eigenbedarf, Ausbleiben der Hilfsdampfungszuschaltung	$5 \cdot 10^{-2} / 6,25 \cdot 10^{-4}$	20 min/30 min	Hilfsdampfungszuschaltung, Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems	9 % / 0,2 %
Sonstige Ausfallursachen	$9 \cdot 10^{-2} / 9 \cdot 10^{-2}$	0 / 0	---	16 % / 26 %
Gesamthäufigkeit für auslösendes Ereignis 'Ausfall des Hauptkühlsystems' 0,55/0,34 pro Reaktor-Jahr				
Anteil ohne Vorkühlung	$1,9 \cdot 10^{-1} / 1,1 \cdot 10^{-1}$		entspricht	34 % / 32 %
" 20 bzw. 30 min Vorkühlung	$3,6 \cdot 10^{-1} / 2,6 \cdot 10^{-3}$			65 % / 1 %
" 3 h Vorkühlung	0 / $2,3 \cdot 10^{-1}$			0 % / 67 %
*) Anlage unverändert / verbessert				

Tab. 1: Einfluß von Systemänderungen auf 'Ausfall Hauptkühlsystem'

3.2 Ausfall der Nachwärmeabfuhr

Das Ereignis "Ausfall der Nachwärmeabfuhr" umfaßt den Startausfall des Hilfskühlsystems und nicht erfolgreiche Reparaturmaßnahmen an Haupt- und Hilfskühlsystem. Da die Wiederinbetriebnahme-Möglichkeiten der genannten Systeme stark vom Ausfallverhalten bzw. den Vorkühlmöglichkeiten mit dem Hauptkühlsystem abhängen, sind die Verbesserungsfaktoren gegenüber der bisherigen Anlagenauslegung abhängig von der jeweils betrachteten Ereigniskette.

Der Ausfall der Nachwärmeabfuhr läßt sich hier in 4 Klassen einteilen:

- Ereignisketten, ausgelöst durch den spontanen Ausfall des Hauptkühlsystems.
- Ereignisketten, ausgelöst durch den verzögerten Ausfall des Hauptkühlsystems.
- Ereignisketten, ausgelöst durch den beherrschten Notstromfall (intakte Notstromversorgung).
- Ereignisketten, ausgelöst durch Wassereinbruch.

Bei Ereignisketten mit spontanem Ausfall des Hauptkühlsystems sind für die Senkung der Häufigkeit des Ausfalls der Nachwärmeabfuhr nur Verbesserungen am Hilfskühlsystem relevant. Diese Verbesserungen (Rückschlagklappen, Zirkulationspumpen) bewirken eine Reduktion der Nichtverfügbarkeit um einen Faktor 2.

Bei Ereignisketten mit verzögertem Ausfall des Hauptkühlsystems reduziert sich die Häufigkeit des Ausfalls der Nachwärmeabfuhr insgesamt um den Faktor 4. Außer den genannten Verbesserungen am Hilfskühlsystem wirken sich hier die verbesserten Möglichkeiten zur Reparatur und Wiederinbetriebnahme der Kühlsysteme infolge verlängerter Vorkühlzeiten mit gleichem Anteil aus.

Verzögerte Ausfälle des Hauptkühlsystems mit einer Vorkühlzeit von nur 20 min sind jetzt wegen ihres geringen Anteiles von 1 % vernachlässigbar.

Bei Ereignisketten, die durch den beherrschten Notstromfall ausgelöst werden, wird die Häufigkeit des Ausfalls der Nachwärmeabfuhr gegenüber der nicht verbesserten Anlagenauslegung um den Faktor 10 reduziert. Dieser Faktor resultiert aus Verbesserungen am Hilfskühlsystem und aus der Möglichkeit einer Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems nach Wiederherstellung der elektrischen Eigenbedarfsversorgung (s. Abb. 2)

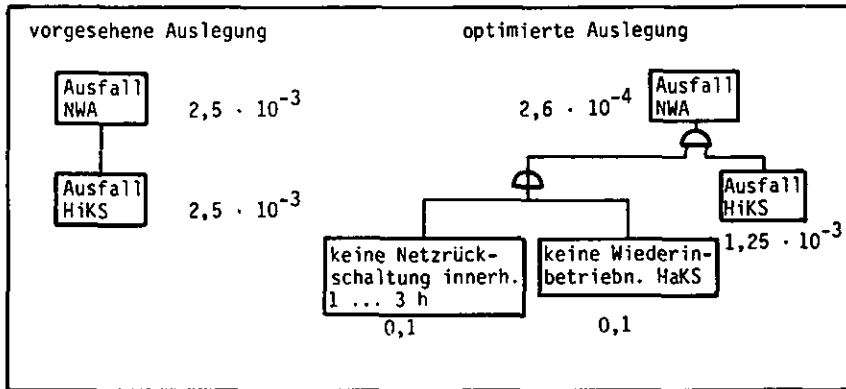


Abb. 2: Auswirkungen der Auslegungsverbesserungen auf Notstromfallketten mit intakter Notstromversorgung

Bei Ereignisketten, ausgelöst durch einen Wassereinbruchstörfall, wird die Häufigkeit des Ausfalls der Nachwärmeabfuhr gegenüber der nicht verbesserten Anlagenauslegung um den Faktor 8 reduziert.

Die Verbesserungen resultieren aus der geänderten Auslegung des Hilfskühlsystems (Faktor 2) und aus der um den Faktor 4 verbesserten Möglichkeit der Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems (Modifizierung des 426 °C Kriteriums).

4. Zusammenfassung

In Tabelle 2, Kapitel B.1, sind die Auswirkungen der vorgeschlagenen Systemänderungen zusammenfassend dargestellt. Gezeigt sind die Auswirkungen der hier genannten Verbesserungen auf die verschiedenen Ereignisabläufe. Die genannten Faktoren geben die Reduktion der Ereignisketten-Häufigkeit in den entsprechenden Kernaufheizkategorien (s. Hauptband) an.

Die erreichbaren Verbesserungsfaktoren liegen zwischen 1,5 und einer Größenordnung. Eine weitere Herabsetzung der Häufigkeit von Ereignisketten mit Kernaufheizung ist durch geringfügige Auslegungsänderungen nicht möglich. Dies ließe sich nur über ein diversitäres System zur Nachwärmeabfuhr erzielen.

Schrifttum

- /1/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Phase IB, Ergänzender Bericht: HTR-1160-Referenzanlage, KFA-ISF-IB-6/81
- /2/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Fachband I zur Phase IB: Methoden, Daten, Modelle, Kap. B, Jül-Spez-136/Bd. 2, 1982
- /3/ General Atomic Company:
HTGR Accident Initiation and Progression Analysis. Status Report for US Department of Energy, GA-A 13617, 1976/77
- /4/ Rasmussen, N.C.:
Reactor Study - An Assessment of Accident Risks in US Commercial Nuclear Power Plants. United States Nuclear Regulatory Commission, WASH-1400 (NUREG-75/014),
October 1975
- /5/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Fachband I zur Phase IB: Methoden, Daten, Modelle, Kap. A, Jül-Spez-136/Bd. 2, 1982

B.3 NOTSTROMVERSORGUNG

H. Meeßen, W. Hennings, KFA-ISF

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Beschreibung der Anlagenänderungen und der berücksichtigten, geplanten Personalhandlungen	3
2.1 Energiedurchschaltung	4
2.2 Inbetriebnahme der Notstromaggregate	4
3. Bewertung der Handmaßnahmen	4
4. Einfluß der Anlagenänderungen	6

1. Einleitung

Alle elektrischen Verbraucher der Anlage werden während des bestimmungsgemäßen Betriebes von der Eigenbedarfsanlage mit Energie versorgt. Ereignisse, die den Ausfall der Eigenbedarfsversorgung zur Folge haben, faßt man zum 'Notstromfall' zusammen. Zur Beherrschung dieses Falles sind vier Diesel-Generatoren (Notstromdiesel) vorgesehen. Sie versorgen allerdings nicht alle elektrischen Verbraucher der Anlage, sondern nur solche mit hoher sicherheitstechnischer Bedeutung, die dementsprechend an die Notstromschienen angeschlossen sind. Zur unterbrechungslosen Energieversorgung sind für die Anlaufzeit der Diesel Batterien vorgesehen, die sowohl für den Betrieb des Reaktorschutzesystems als auch zum Start und zur Zuschaltung der Diesel benötigt werden. Die Notstromschienen werden solange von den Diesel-Generatoren gespeist, bis die externe Stromversorgung wiederhergestellt ist.

In der Analyse des auslösenden Ereignisses 'Notstromfall' wurden für den Zeitbereich bis drei Stunden (max. Zeitbereich für Inbetriebnahme Hilfskühlsystem; Fachband II, B.2, 2.2.1) keine Handmaßnahmen zur Wiederherstellung der Stromversorgung berücksichtigt. Hierbei wurde davon ausgegangen, daß die in der Anlage befindlichen Einrichtungen keine kurzfristigen Eingriffe erlauben, beziehungsweise daß diese nicht trainiert und nicht geplant sind.

Aus Abb. 1 ist die elektrische Energieversorgung der analysierten Anlage ersichtlich.

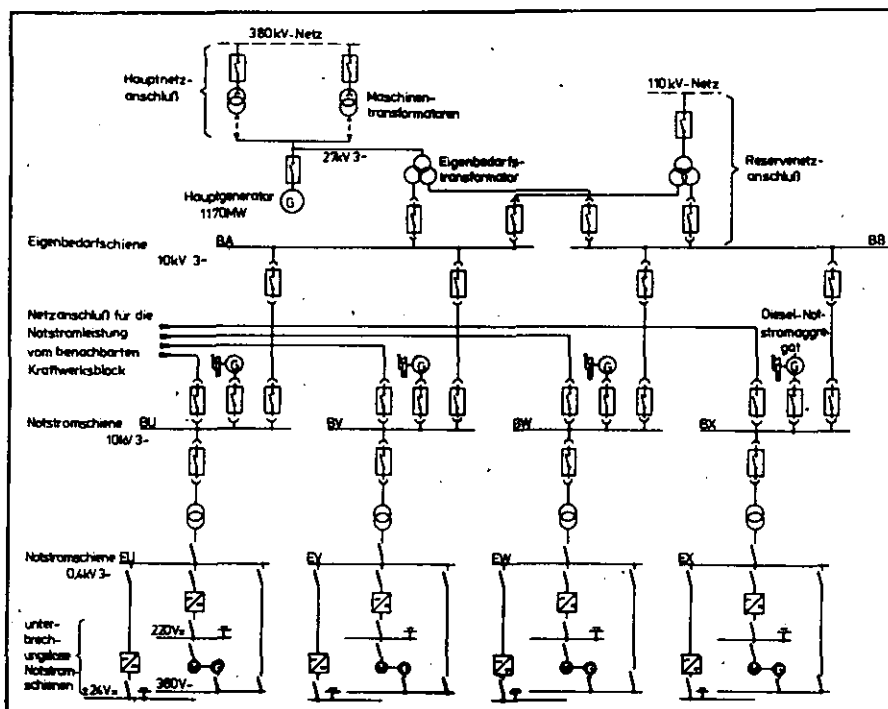


Abb. 1: Elektrische Energieversorgung HTR-1160

Für die ersten drei Stunden während des unbeherrschten Notstromfalles (Notstromschienen sind spannungslos) wurden folgende Annahmen getroffen:

- Bei Common-mode-Ausfällen der unterbrechungslosen Notstromschienen 24 V- oder 220 V- können die Notstromaggregate nicht gestartet werden. Weiterhin kann im Fall einer Netzzückkehr den Eigenbedarfsschienen keine Energie aus dem wiederhergestellten Netz zugeführt werden.
- Bei Common-mode-Ausfällen der Notstromaggregate endet die Verfügbarkeit der unterbrechungslosen Notstromschienen infolge Batterieentladung innerhalb einer Stunde.

Aufgrund dieser Annahmen ergab sich eine relativ große Häufigkeit für den unbeherrschten Notstromfall. Die in Abb. 2 gezeigten Ereignisketten NBC_1 ... werden vom unbeherrschten Notstromfall, repräsentiert durch den stark ausgezogenen Kurvenzug, geprägt. Anlagenverbessernde Aspekte des Reaktorschutzge-

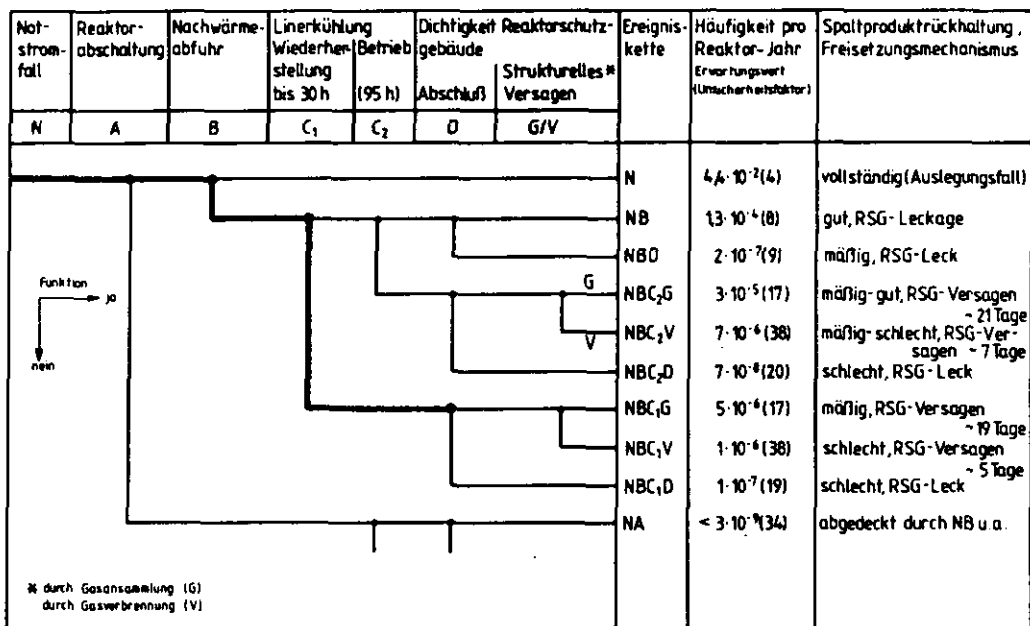


Abb. 2: Ereignisablaufdiagramm 'Notstromfall'

bäudes (Dichtigkeit bzw. strukturelles Versagen) werden an anderer Stelle (Fachband V, B.4) umfassend behandelt. Daher kann sich hier die Darstellung des unbeherrschten Notstromfalles auf den für diese Ereignisketten gemeinsamen Teil NBC_1 beschränken.

Die Verbesserung der Notstromversorgung wird ausschließlich durch den Einbezug von Personalhandlungen erreicht. Um dies zu ermöglichen, bedarf es der gezielten Schnittstellenoptimierung des Systems Anlage - Personal. Neben der Schaffung gefahrloser Eingriffsmöglichkeiten muß gewährleistet sein, daß die Eingriffe einfach ausführbar sind; nur so ist die Wahrscheinlichkeit für den ordnungsgemäßen Handlungsablauf auch unter hohem Streß hinreichend hoch.

2. Beschreibung der Anlagenänderungen und der berücksichtigten, geplanten Personalhandlungen

Durch geeignete Auslegungsänderungen der Notstromanlage sowie durch Aufnahme der erforderlichen Handmaßnahmen in das Betriebshandbuch läßt sich vor allem die Bereitstellung der Notstromversorgung innerhalb von 3 Stunden nach Störfallbeginn verbessern. Diese Maßnahmen erhöhen die Verfügbarkeit insbesondere des Hilfskühlsystems. Durch Vorausplanung von Handmaßnahmen kann auch die Wahrscheinlichkeit für die Wiederherstellung der Notstromversorgung und Wiederinbetriebnahme des Linerkühlsystems bis zu 30 Stunden nach Störfallbeginn erhöht werden. Diese Verbesserungsmöglichkeit bleibt jedoch unberücksichtigt.

Als Änderungen werden von Hand betätigbare Leistungsschalter für die Einspeisung der Energie in die Notstromanlage vorgesehen und die zugehörigen Personalhandlungen im Betriebshandbuch festgelegt. Weiterhin sollen bei Common-mode-Ausfall der unterbrechungslosen Notstromschienen 220 V- die Notstromaggregate von Hand gestartet und auf Nennleistung hochgefahren werden können. Die erforderlichen Maßnahmen sind im voraus zu planen und im Betriebshandbuch detailliert zu beschreiben. Obwohl diese Änderungen den Einfluß von Common-mode-Ausfällen der Batteriesysteme auf die Häufigkeit des langfristig unbeherrschten Notstromfalles erheblich mindern, sollten zur Vermeidung von solchen Ausfällen alle Möglichkeiten, z.B. verbesserte Teststrategien, genutzt werden.

Weitere Maßnahmen, etwa der Einsatz von mobilen Hilfsspannungsquellen (24 V-) in der Anlage oder die Erhaltung von Ladungskapazität der stationären Batteriesysteme (24 V-) durch Freischaltmaßnahmen, erlauben bei langfristig ausgefallenem Netz zwar die Inbetriebnahme funktionstüchtiger Notstromaggregate auch noch nach einer Stunde nach Beginn des unbeherrschten Notstromfalles. Diese Möglichkeiten wurden jedoch ebenfalls nicht berücksichtigt.

2.1 Energiedurchschaltung

Das Durchschalten der Energie in die Notstromanlage, gleichgültig ob von Netz über die Eigenbedarfsanlage, von den Notstromaggregaten oder von der Fremdeinspeisung, erfolgt im gesamten Bereich, bis hin zu den Kleinspannungsschienen, über Leistungsschalter. Diese sind sowohl fernschaltbar, z.B. von der Warte aus, als auch vor Ort von Hand schaltbar. Bei Handbetätigung ist keine Hilfspannung erforderlich, die Überstromauslösung bleibt dabei wirksam. Sollte die zur Betätigung der Schaltmechanik erforderliche Federkraft für ein vollständiges Schaltspiel erschöpft sein, etwa durch mehrmaliges Schalten, kann sie durch Handaufzug wiederhergestellt werden. Die Handlungen sind gefahrlos ausführbar und im Betriebshandbuch detailliert beschrieben.

2.2 Inbetriebnahme der Notstromaggregate

Bei spontan ausgefallenen oder entladenen 220 V- Batterien ist es durch Handbetätigung möglich, die Notstromaggregate durch Preßluftanwurf zu starten sowie auf Nennspannung und Nennfrequenz zu bringen. Hilfssysteme für den Dauerbetrieb der Aggregate werden entweder vom Aggregat selbst angetrieben oder erhalten nach umgehender Umschaltung der erzeugten Energie auf die entsprechenden Notstromschienen ihre Versorgung. Diese Inbetriebsetzungsweise ist zwar weniger schonend als der Start unter Normalbedingungen, ermöglicht aber auch im Zeitbereich nach Batterieausfall die Beendigung des unbeherrschten Notstromfalles. Die zur Realisierung dieses Sicherheitsgewinns in der Schaltanlage der jeweiligen Redundanz durchzuführenden Handmaßnahmen sind im Betriebshandbuch genau festgelegt und daher vom entsprechend ausgebildeten Schichtpersonal ausführbar.

3. Bewertung der Handmaßnahmen

Die Bewertung der Personalhandlungen erfolgt nach dem WASH-Modell (Fachband I, B.3). Folgende Annahmen werden festgelegt:

- Innerhalb des für Handmaßnahmen verfügbaren 3 h-Intervalls werden zwei Zeitbereiche definiert, und zwar > 2 h bzw. < 1 h.
- Die Arbeiten werden von einem Zwei-Mann-Team ausgeführt; bezüglich Ausbildung, Anlagenkenntnis etc. sind die beiden Personen gleichwertig, beide besitzen Schaltbefugnis.
- Der Kopplungsgrad zwischen den beiden Personen bei der Ausführung der verlangten Handlungen ist den verfügbaren Zeitbereichen zugeordnet, und zwar schwach bzw. mittel im längeren bzw. kürzeren Zeitbereich.

- Der Schwierigkeitsgrad der Handlungen zur Erfüllung der Aufgabenstellungen "Energiedurchschaltung" bzw. "Inbetriebnahme der Notstromaggregate" wird als gleichwertig angesetzt. Daher hat die Art der Aufgabenstellung keinen Einfluß auf die Bewertung.
- In jedem Zeitbereich werden 10 Handlungen angenommen, die Bewertung berücksichtigt also insgesamt 20 Handlungen. Durch diese konservative Annahme gelten Kommunikationsprobleme etc. in der "dunklen" Anlage als abgedeckt.
- Neben der Streßberücksichtigung in den zeitbezogenen Grundwerten der Fehlerwahrscheinlichkeit wird kein zusätzlicher Streßzuschlag angesetzt; in Anbetracht der relativ großen Zeitbereiche und des Umstandes, daß die meisten Fehlhandlungen erkennbar und reversibel sind, erscheint dies berechtigt.

Abb. 3 zeigt eine Zusammenstellung aller Annahmen, sowie die Herleitung des Bewertungsergebnisses.

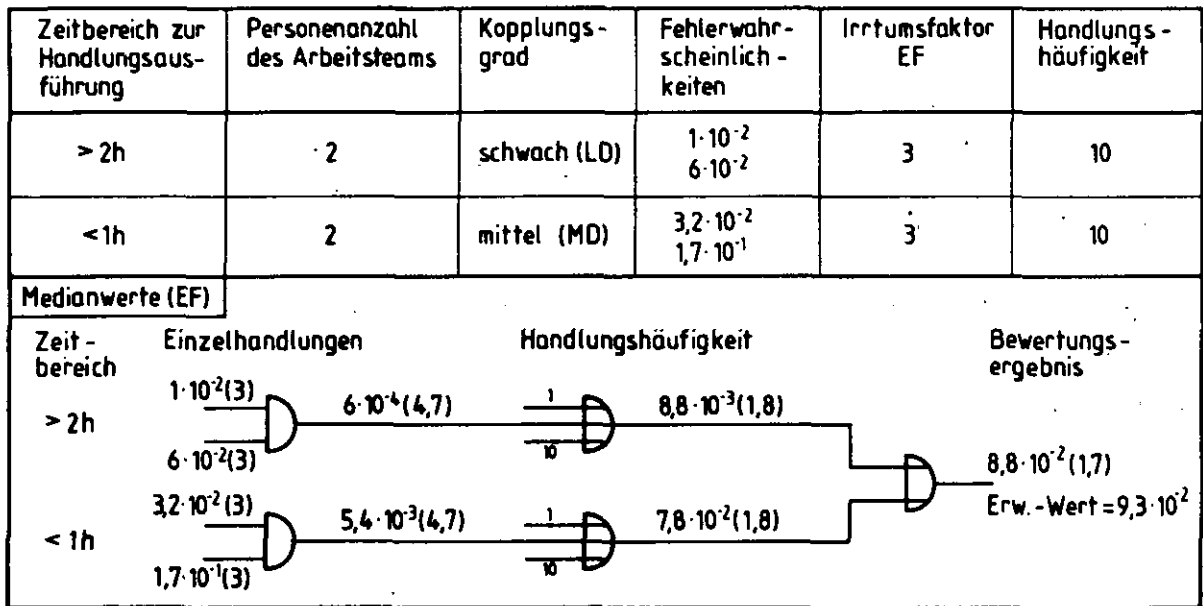


Abb. 3: Bewertung der Personalhandlungen

Als Erwartungswert der Wahrscheinlichkeit für das personalbedingte Nichtgelingen der Energiedurchschaltung bzw. der Inbetriebnahme der Notstromaggregate wird $1 \cdot 10^{-1}$ angesetzt.

4. Einfluß der Anlagenänderungen

Die Abb. 4 zeigt die Hauptbeiträge zum unbeherrschten Notstromfall. Es werden nur etwa 50 % der für die unveränderte Anlage relevanten Beiträge von den Anlagenänderungen beeinflusst, daher ist der resultierende Reduktionsfaktor relativ gering.

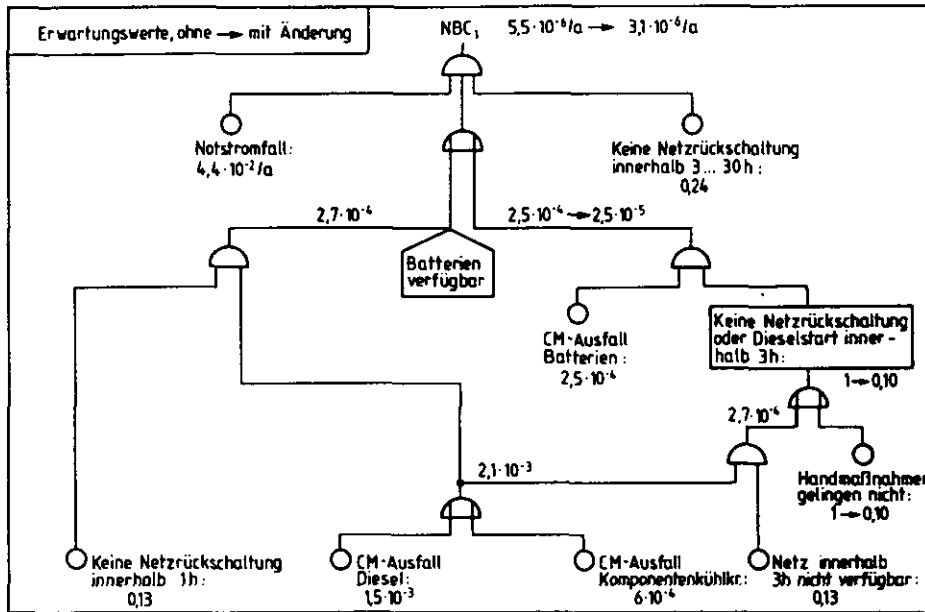


Abb. 4: Hauptbeiträge zum unbeherrschten Notstromfall

Die Wahrscheinlichkeit eines durch den unbeherrschten Notstromfall bedingten, bleibenden Ausfalls des Liner Kühlsystems von Unfallbeginn an reduziert sich annähernd um den Faktor 2.

B.4 DICHTIGKEIT REAKTORSCHUTZGEBÄUDE

H. Meeßen, KFA-ISF

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Beschreibung der Anlagenänderungen	2
2.1 Gebäudeabschluß	2
2.2 Frühes Überdruckversagen	4

1. Einleitung

Für das Risiko des HTR-1160 und für die maximalen unfallbedingten Spaltproduktfreisetzungen bei Kernaufheizunfällen spielt ein mögliches Versagen des Reaktorschutzgebäudes als letzte Barriere eine entscheidende Rolle. Versagensursachen können sein:

- Ausbleiben des Gebäudeabschlusses.
- Frühes Überdruckversagen infolge Verbrennung der durch Betonzersetzung erzeugten brennbaren Gase.

Die Behandlung der Dichtigkeit des Reaktorschutzgebäudes für die unveränderte Anlagenauslegung ist im Hauptband, Kapitel 4, Abschnitt 1.5 bzw. 2.5, zusammenfassend beschrieben.

In Abb. 1 und Abb. 2 sind alle Ereignisketten aufgezeigt, in denen die Analyse die Dichtigkeit des Reaktorschutzgebäudes berücksichtigt. Der Ausfall der Energieversorgung (unbeherrschter Notstromfall) für die Gebäudeabschlußorgane wird in der Kette NBC₁D erfaßt.

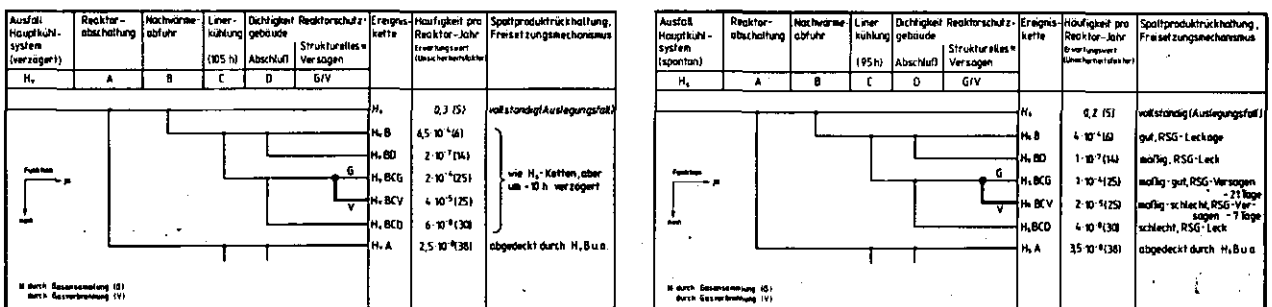


Abb. 1: Ereignisablaufdiagramm 'Ausfall Hauptkühlsystem' (links: verzögert, rechts: spontan)

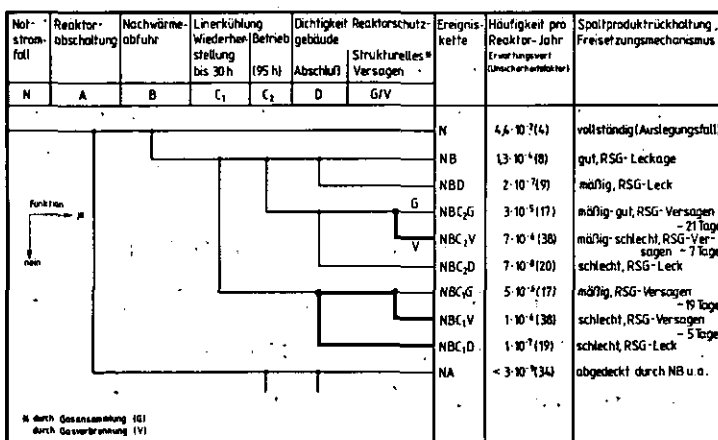


Abb. 2: Ereignisablaufdiagramm 'unbeherrschter Notstromfall'

Nachfolgend werden die zur Reduzierung der Versagenswahrscheinlichkeiten des Reaktorschutzgebäudes vorgeschlagenen Änderungsmaßnahmen dargestellt und bewertet. Sie beseitigen die Abhängigkeit des Abschlusses von der Energieversorgung und verhindern das Erreichen der Zündgrenzen. Die von den Änderungsmaßnahmen beeinflussten Ereignisketten sind in den Abb. 1 bis 3 hervorgehoben.

Kategorie	Ereignisketten	Anteil an Kategorie (%)	Ablauf nach Störfallbeginn				
			Vorkühlung	Druckentlastung nach	Linierkühlung bis	Betonersetzung ab	Undichtigkeit Reaktorschutzgebäude ab
KA-1	NBC ₁ D	100	nein	5,5 h	nein	40 h	kein Abschluß
KA-2	HvBCD	34	Ja	11 h	105 h	115 h	kein Abschluß
	HsBCD	22	nein	5,5 h	95 h	105 h	
	NBC ₂ D	44	nein	5,5 h	95 h	105 h	
KA-3	HvBD	36	Ja	11 h	immer	keine	kein Abschluß
	HsBD	24	nein	5,5 h			
	NBD	40	nein	5,5 h			
KA-4	NBC ₁ V	100	nein	5,5 h	nein	40 h	110 h durch Gasverbrennung
KA-5	HvBCV	60	Ja	11 h	105 h	115 h	180 h
	HsBCV	30	nein	5,5 h	95 h	105 h	170 h
	NBC ₂ V	10	nein	5,5 h	95 h	105 h	170 h durch Gasverbrennung
KA-6	NBC ₁ G	100	nein	5,5 h	nein	40 h	460 h durch Gasansammlung
KA-7	HvBCG	60	Ja	11 h	105 h	115 h	540 h
	HsBCG	30	nein	5,5 h	95 h	105 h	530 h
	NBC ₂ G	10	nein	5,5 h	95 h	105 h	530 h durch Gasansammlung

Abb. 3: Ereignisketten mit zugeordneten Angaben zum Ablauf nach Störfallbeginn

Sie erfassen, wie aus Abb. 3 ersichtlich ist, die frühesten Zeitpunkte für Betonersetzen (40 h) und Gasverbrennen (110 h); die vorrangigen Kategorien KA-1, KA-4 und KA-5 werden somit berücksichtigt.

2. Beschreibung der Anlagenänderungen

2.1 Gebäudeabschluß

Abschlußorgane dienen dem Abschotten der verschiedensten Durchdringungen des Reaktorschutzgebäudes, von der Probeentnahmeleitung bis zu den Schleusen. In den Analysen des Gebäudeabschlusses zeigten sich jedoch die vier im Normalbetrieb offenen Lüftungstechnischen Durchdringungen für die Nichtverfügbarkeit des Gebäudeabschlusses dominierend.

Ihr Abschluß wird durch jeweils ein diversitäres Klappenpaar realisiert. Neben der äußeren, pneumatisch betätigten Klappe, welche bei Ausfall der Elektroversorgung für das Steuerventil selbsttätig schließt, gibt es noch eine mit diversitärer Energieart (Elektroenergie) betätigte innere Klappe. Da die inneren Abschlußorgane bei Ausfall der Elektroversorgung nicht selbsttätig schließen,

Zusätzlich zu den vorgeschlagenen Änderungen werden noch folgende Festlegungen bzw. Änderungen empfohlen:

- Die pneumatisch betätigten Klappen sind so ausgelegt, daß sie auch bei Ausfall der Druckluft schließen.
- Alle Klappen können vor Ort durch Handbetätigung in die Geschlossen-Stellung gebracht werden.
- Alle geeigneten Handmaßnahmen sind im Betriebshandbuch beschrieben und den entsprechenden Anlagenzuständen zugeordnet.

Diese zusätzlich möglichen Maßnahmen werden jedoch konservativ nicht in die Ermittlung des Verbesserungsfaktors einbezogen.

2.2 Frühes Überdruckversagen

Im Verlaufe eines Kernaufheizunfalles kann das Reaktorschutzgebäude nach etwa 4,5 bis 6,5 Tagen versagen, wenn sich innerhalb des Gebäudes zündfähige Gemische bilden und abbrennen und der zu erwartende Spitzendruck die Grenztragfähigkeit des Gebäudes überschreitet. Damit ist aber nur zu rechnen, wenn vorher das Linerkühlsystem nicht betriebsbereit war oder durch Überhitzung unwirksam geworden ist, also den Beton des Reaktordruckbehälters nicht mehr vor hohen Temperaturen schützen kann.

Die Ergebnisse der thermodynamischen Analysen, insbesondere das Verhalten des Reaktorschutzgebäudes nach unverzügter Kernaufheizung und spontanem Ausfall der Linerkühlung (Fachband II, B.1.3.1.2) wiesen u.a. folgende, auf Störfallbeginn bezogene Zeitwerte aus:

- | | |
|--------------------------------|---|
| 60 h
90 h
110 h
130 h | Beginn der massiven Betonersetzung und Ausströmen von H_2O , CO_2 , CO und H_2 ins Reaktorschutzgebäude,
Anfang des Zündbereiches des im Schutzgebäude befindlichen Gasgemisches, stöchiometrische Zusammensetzung,
Ende des Zündbereiches. |
|--------------------------------|---|

Abb. 3 zeigt, daß Störfälle mit verzögertem Ausfall der Linerkühlung, selbst bei unverzügter Kernaufheizung, wesentlich langsamer verlaufen. Maßnahmen zur Vermeidung eines frühen Überdruckversagens haben sich daher an den vorstehend genannten Zeitwerten zu orientieren.

Ziel der Maßnahmen ist es, die Zündung des im Reaktorschutzgebäude befindlichen, zündfähigen Gasgemisches zu unterbinden oder das Gemisch außerhalb der Zündgrenzen zu halten. Die erstgenannte Zielrichtung wurde bereits in der Studie durch Einbezug von Personalhandlungen berücksichtigt und mit der Fehlerwahrscheinlichkeit $4 \cdot 10^{-1}$ bewertet (Fachband I.B.5.4). Als Endzeit-

punkt für die Beseitigung möglicher Zündquellen wurde 80 h nach Störfallbeginn angenommen. Weiterreichende Maßnahmen, die im Rahmen der Anlagenänderung vorgeschlagen werden, müssen ebenfalls zu diesem Zeitpunkt erfolgreich abgeschlossen werden können. Nur so besteht die Gewähr, auch die frühen Ereignisabläufe mit abzudecken.

In diesem Zusammenhang soll eine scheinbare Widersprüchlichkeit der Annahmen in der Studie erhellert und eingeordnet werden. Es wurde dort von einem Mischungsverhältnis $H_2 : CO$ von 1 : 1 ausgegangen, im Gegensatz zu dem tatsächlich vorliegenden Verhältnis 1 : 3, ersichtlich aus Abb. 5. Die thermodynamischen Rechnungen erbrachten für die Versagenswahrscheinlichkeit des Reaktorschutzgebäudes

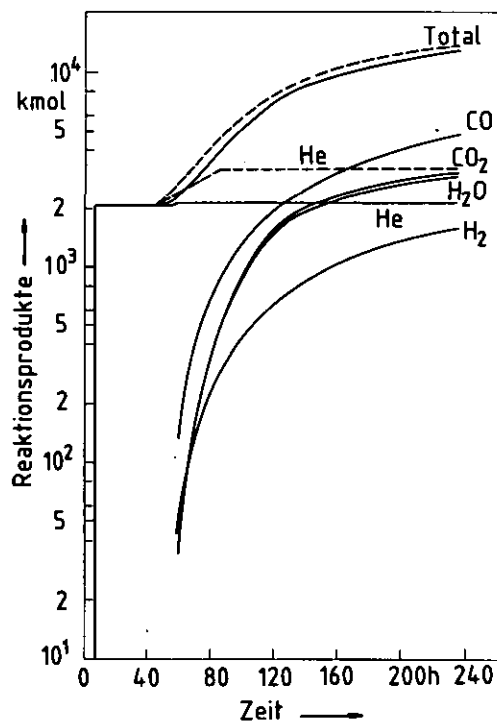


Abb. 5: Unverzögerte Kernaufheizung ohne Liner kühlung

Zusammensetzung der ins Reaktorschutzgebäude strömenden Gase

aufgrund des späteren Zündzeitpunktes und des dann größeren Vordruckes pessimistische Ergebnisse. Unsicherheiten in den Modellannahmen wurden hierdurch abgedeckt. Auf den sich unter der 1 : 1-Annahme ergebenden Zeitpunkten für Erreichen und Verlassen des Zündbereiches basierten auch die in der Studie bewerteten Personalhandlungen. Ebenfalls werden sich die nachfolgend vorgeschlagenen Maßnahmen zur Anlagenverbesserung darauf beziehen. Unter Annahme eines 1 : 3-Verhältnisses reduzieren sich zwar die vorstehend genannten, den Zündbereich markierenden Zeitwerte um etwa 20 h. Die thermodynamischen Rechnungen

erlauben jedoch, aufgrund des dann geringeren Vordruckes und des sich nach der Zündung einstellenden etwa 4 bar geringeren Spitzendruckes, ein Gebäudeversagen auszuschließen.

Abb. 6 zeigt das Zünddiagramm für Wassergas (1 : 1-Verhältnis). Der stark ausgezogene, durchgehende Kurvenverlauf läßt erkennen, daß im Zeitbereich 90 h bis 130 h ein zündfähiges Gasgemisch vorliegt.

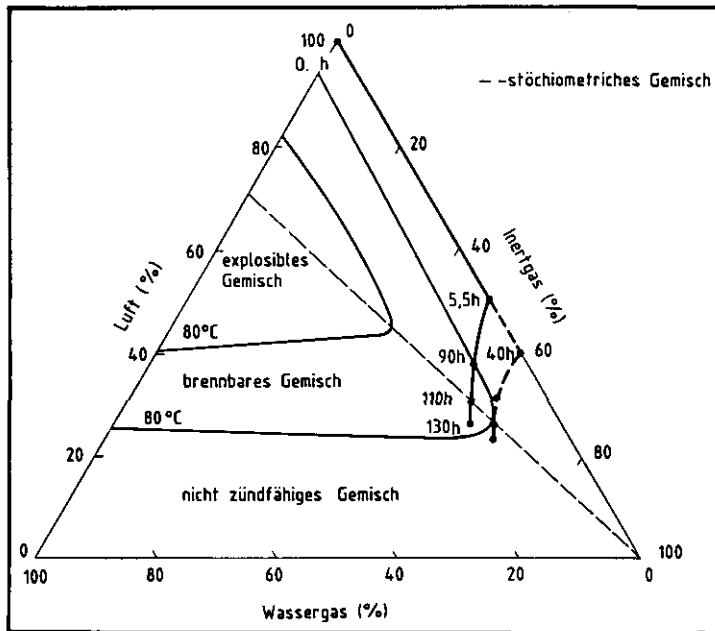


Abb. 6: Zünddiagramm für Wassergas, mit zeitabhängigen Angaben der Zusammensetzung des im Reaktorschutzgebäude befindlichen Gasgemisches (Temperatur 80 °C, homogene Durchmischung)

Um die Wahrscheinlichkeit eines frühen Überdruckversagens zu reduzieren, bieten sich neben den in der Analyse des Gebäudeabschlusses bereits berücksichtigten Maßnahmen zur Zündquellenbeseitigung eine Reihe weiterer, denkbarer Möglichkeiten an. Sie sind bezüglich der Aspekte Effektivität, Zuverlässigkeit, Vorbereitungszeit, Reparierbarkeit und Kostenaufwand breit gefächert. Sofern (zusätzliche) technische Systeme eingesetzt werden, spielen auch Aufstellungsort und Abhängigkeit von Energieversorgungen eine wichtige Rolle; ebenso, falls hohe Wärmeleistungen anfallen, auch die Bereitstellung eines verlässlichen Wärmeabfuhrsystems. Insbesondere bei Systemen, die außerhalb des Reaktorschutzgebäudes installiert werden, sind u.U. recht aufwendige Abschirmmaßnahmen zu treffen. Eine vergleichende Gegenüberstellung verschiedener möglicher Maßnahmen zur Vermeidung eines frühen Versagens des Schutzgebäudes infolge Gasverbrennung zeigt Abb. 7.

Die Einsatzbedingungen für Störfallrekombinatoren unterscheiden sich durch

den weit größeren Anfall brennbarer Gase erheblich von denen bei LWR-Anlagen; auch stellen die Gifte für katalytische Rekombinatoren größere Probleme dar. Bei Einsatz von Rekombinatoren, außerhalb des Schutzgebäudes aufgestellt und nach Gasfreisetzung im Dauerbetrieb gefahren, ergeben sich nur bedingt die in Abb. 7 dargestellten günstigen Effekte. Insbesondere hier ergibt sich nämlich

Anlagenverbessernde Maßnahmen zur Vermeidung eines frühen Versagens des Reaktorschutzgebäudes (RSG)	Effekt auf RSG-Atmosphäre			
	Vordruck reduziert	H ₂ , CO	O ₂	relativer Anteil reduziert erhöht He, CO ₂ , H ₂ O
Gezieltes Druckentlasten, u.U. über spezielles Filterbett	+			
Wassersprühen	((+))			+ (außerdem schlechtere Flammenausbreitung)
Abfackeln der brennbaren Gase am RDB-Austritt	(+)	(+)	+	(+)
Gesteuertes Verbrennen (Rekombinator innerhalb RSG)	(+)	(+)	+	(+)
Gesteuertes Verbrennen (Rekombinator außerhalb RSG)	+	+	+	+
Einspeisen von Inertgas	(-)	(+)	(+)	+

Abb. 7: Vergleichende Gegenüberstellung anlagenverbessernder Maßnahmen
() $\hat{=}$ reduzierter Effekt, (()) $\hat{=}$ stark reduzierter Effekt

ein deutlicher Widerspruch zwischen erforderlicher Kapazität der redundant vorzusehenden Einheiten und Bewältigen der anfallenden Wärmeleistung der thermischen Rekombinatoren.

Nicht aufgenommen wurden in die Gegenüberstellung die Möglichkeiten, durch Fortfall der kalzitischen Betonzuschläge die freigesetzte Wassermenge drastisch zu reduzieren, bzw. durch höheren Versagensdruck ein frühes Versagen gänzlich auszuschließen.

Von den in Abb. 7 aufgeführten Möglichkeiten wurde die letztgenannte näher untersucht. Sie wird nachfolgend detailliert dargestellt und bewertet.

Technische und administrative Vorsorgemaßnahmen zielen darauf ab, nur Gasgemische unterhalb der Zündgrenzen zuzulassen. Näher untersucht wurde die Nachspeisung von 4 t Helium aus dem Reingaslager, etwa über die Reinigungsanlage oder über einen dafür vorzusehenden Anschluß am Reaktorschutzgebäude. Die Einspeisung des Inertgases muß spätestens 80 h nach Störfallbeginn abgeschlossen

sein. Die Abb. 5 und 6 zeigen im stark ausgezogenen, punktierten Kurvenverlauf deutlich Massenbilanz und Meidung des für 80 °C gültigen Zündbereiches auf. Der zur Einspeisung erforderliche separate Anschluß besteht aus einer Durchdringung und zwei Anschlußmöglichkeiten. Innerhalb des RSG befindet sich keine Absperrung, jede der beiden Anschlußmöglichkeiten ist mit zwei in Reihe liegenden, handbetätigbaren Absperrarmaturen und einem Blindflansch ausgestattet. Zur Einspeisung von Helium aus dem Reingaslager über eine vorbereitete Leitung bedarf es also lediglich der Ankoppelung mittels vorbereiteter Rohrstücke. Gleichermaßen besteht die Möglichkeit, Helium, Stickstoff oder Kohlendioxid, angeliefert von externen Gaslagern, einzuspeisen.

Es darf von der Annahme ausgegangen werden, daß das einzuspeisende Helium unter einem Druck steht, der höher ist als der Innendruck des Schutzgebäudes. Zur Einspeisung von Inertgas über einen derartigen Anschluß ist also keine Elektroenergie erforderlich, daher reduziert sich die Verfügbarkeit der Einspeisemöglichkeit im Notstromfall nicht. Aufgrund der einfachen und redundanten technischen Möglichkeiten wird die Nichtverfügbarkeit dominant nur durch menschliche Fehlhandlungen bestimmt, obwohl auch diese, bedingt durch die große verfügbare Zeitspanne, in den seltensten Fällen entscheidenden negativen Einfluß aufweisen werden.

Überschlägliche Untersuchungen lassen für diese vorbereitenden Maßnahmen eine Nichtverfügbarkeit von höchstens $2 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung als erreichbar erscheinen. Nach Abb. 8 reduziert sich die Wahrscheinlichkeit für das Versagen des Reaktorschutzgebäudes nach 4,5 bis 6,5 Tagen mithin um den Faktor 50.

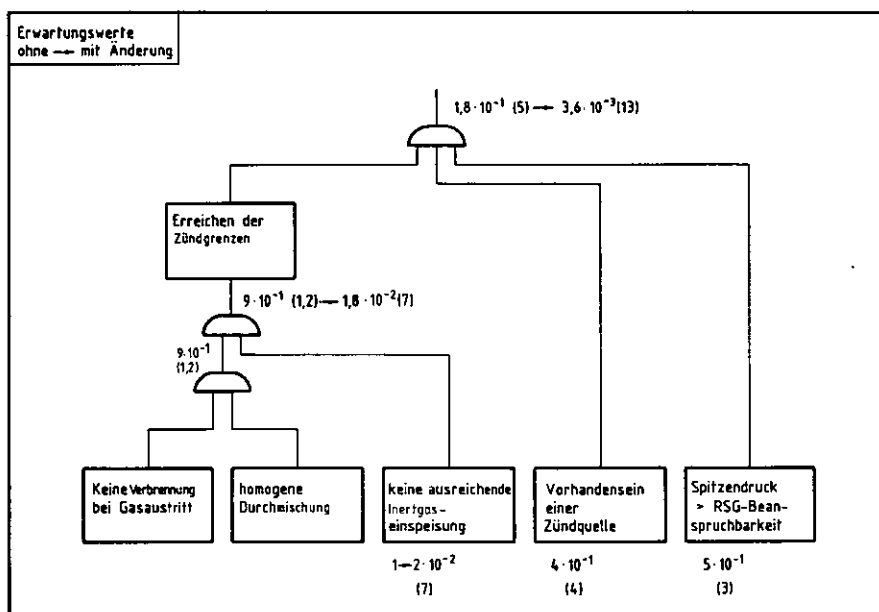


Abb. 8: Fehlerbaum 'Frühes RSG-Überdruckversagen'

Ab etwa 240 h ist die Zusp eiserate der aus dem Spannbetonbehälter austretenden Gasmenge praktisch konstant. Die resultierende Druckerhöhung beträgt 0,5 bar/d. Nach frühestens 460 h wird die Gebäudebeanspruchbarkeit überschritten und es kommt zum RSG-Versagen infolge Gasansammlung (Kategorie KA-6 in Abb. 3). Durch die zusätzliche Einspeisung von 1000 kmol Inertgas erhöht sich der Druck im Schutzgebäude um 0,6 bar. Hieraus ergibt sich ein um etwa 30 h vorgezogener Zeitpunkt für das späte Versagen des Reaktorschutzgebäudes. Dadurch werden die an die Umgebung abgegebenen Spaltproduktmengen nicht beeinflußt; in der Freisetzungskategorie KA-6 wird bei den ablagerungsfähigen Spaltprodukten der Gleichgewichtswert bereits nach 50 bis 250 h erreicht und bei den Edelgasen Xe-133, Kr-85 sowie J-131 wird unverändert der Maximalwert freigesetzt. Entsprechendes gilt für die Kategorie KA-7.

B.5 ISOLIERUNG DEFEKTER DAMPFERZEUGER

R. Bongartz, KFA-ISF

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Möglichkeiten einer verbesserten Dampferzeuger-Isolierung	2
2.1 Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag A)	3
2.2 Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag B)	6
2.3 Verbesserte Speisewasser-Isolierung (Vorschlag C)	9
3. Ergebniszusammenfassung und -bewertung	10
Schrifttum	12
Abbildungen	13

1. Einleitung

Lecks im Dampferzeuger können bei nicht ordnungsgemäßer Isolierung des defekten Dampferzeugers Wassereinbruchstörfälle auslösen, in deren Verlauf es zu einer Druckentlastung des Primärkreislaufes mit Freisetzung einer erhöhten Kühlgasaktivität direkt in die Umgebung kommt. Entsprechende Ereignisketten beinhalten das Versagen der zur Dampferzeuger-Isolierung angesteuerten Absperrorgane auf der Speisewasserseite und das Funktionieren der Absperrorgane auf der Frischdampfseite. Dadurch können die weiterfördernden Speisewasserpumpen das Sicherheitsventil in der Frischdampfleitung überdrücken, dessen Ansprechdruck etwa 10 bar unter dem Förderdruck der Pumpen liegt. Infolge der damit verbundenen Wasserbeaufschlagung wird das für Dampf Atmosphäre ausgelegte Sicherheitsventil beschädigt und schließt nicht mehr dicht /1/.

Die skizzierten Ereignisketten sind relativ häufig und tragen zum Risiko bei. Eine nachträgliche Absperrung des undichten Sicherheitsventils sieht die in Abb. 1 skizzierte HTR-1160-Auslegung /2/ nicht vor.

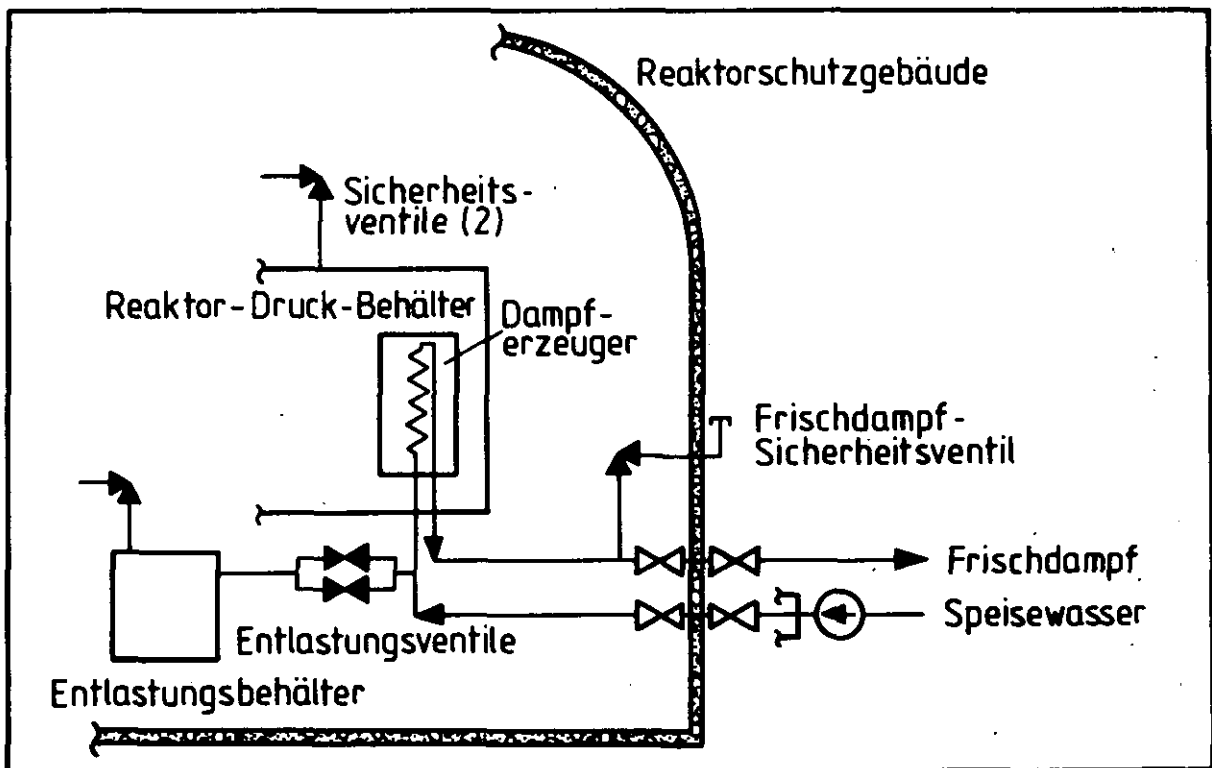


Abb. 1: Dampferzeuger-Isolierung HTR-1160 (unveränderte Auslegung)

2. Möglichkeiten einer verbesserten Dampferzeuger-Isolierung

Im folgenden Abschnitt werden verschiedene Vorschläge für eine verbesserte Dampferzeuger-Isolierung vorgestellt und deren Einfluß auf die Eintrittshäufigkeiten der wichtigsten Ereignisketten untersucht. Anhand der Ergebnisse wird das vielversprechendste Konzept ausgewählt.

Folgende Möglichkeiten einer verbesserten Dampferzeuger-Isolierung wurden ausgewählt:

- A) Redundante Sicherheitsventile mit gestaffeltem Ansprechdruck und je einer Absperrarmatur (mindestens eine immer offen)
- B) Redundante Sicherheitsventile mit gestaffeltem Ansprechdruck, aber nur ein Ventil absperrrbar
- C) Verbesserte Speisewasser-Isolierung

Die Vorschläge

- D) Ventilöffnungsdruck oberhalb Speisewasserpumpen-Förderdruck
- E) Absperrarmaturen in der Dampferzeuger-Frischdampfleitung in Offenstellung verriegelt
- F) Ventilauslegung für Dampf und Wasser

scheiden aus folgenden Gründen aus:

Nach den Richtlinien des Dampfkesselbaues müssen die Speisewasserpumpen imstande sein, die benötigte Speisewassermenge gegen das 1,1-fache des festgesetzten höchsten Dampfdruckes (höchstzulässiger Dampfdruck beim Abblasen der Sicherheitsventile) zuzüglich der Widerstände zu fördern.

Eine Anhebung des Ansprechdruckes der Dampferzeuger-Sicherheitsventile oberhalb der Förderhöhe der Speisewasserpumpen ist somit unzulässig.

Vorschlag E sieht vor, daß bei offener Speisewasserseite die Frischdampf-Absperrarmaturen in Offenstellung verriegelt sind. Dadurch wird im vorliegenden Störfall ein Überspeisen des Dampferzeuger-Sicherheitsventils verhindert.

Da mit der Realisierung dieses Vorschlages jedoch Änderungen am Reaktorschutzsystem verbunden sind, die den Rahmen geringfügiger Eingriffe in die Systemauslegung überschreiten, wird diese Möglichkeit hier nicht in Betracht gezogen.

Eine Auslegung der Sicherheitsventile für die Aggregatzustände Dampf und Wasser entspricht nicht dem derzeitigen Stand von Wissenschaft und Technik.

2.1 Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag A)

Als konstruktive Verbesserung wird ein dem Sicherheitsventil vorgelagertes Absperrorgan vorgeschlagen. Dies bedingt eine zusätzliche Überdrucksicherung auf der Frischdampfseite. Der in Abb. 2 gezeigte Verbesserungsvorschlag berücksichtigt als zusätzliche Überdrucksicherung ein Sicherheitsventil, dessen Ansprechdruck unter dem des vorhandenen liegt. Beiden Ventilen ist je ein Absperrorgan vorgelagert, das von der Warte aus betätigt werden kann. Beide Absperrorgane sind gegeneinander verriegelt und im Normalfall geöffnet. Über die Ventile freigesetzte Aktivität wird wie bisher in den Schalldämpfern gemessen und in der Warte angezeigt.

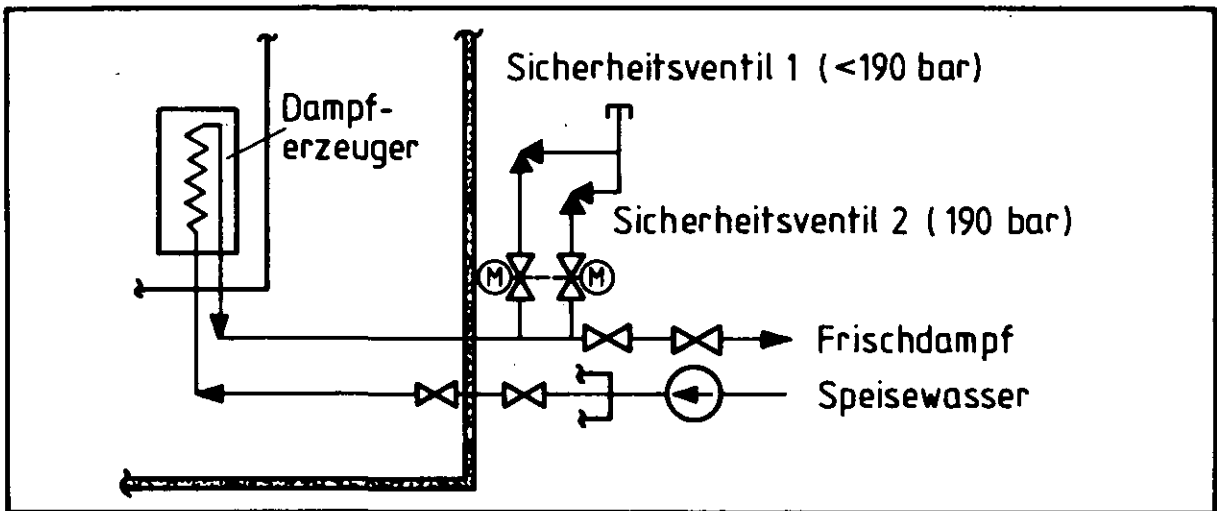


Abb. 2: Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag A)

Der Ansprechdruck von Ventil 1 liegt zwischen 190 bar (Ventil 2) und dem Öffnungsdruck der Hochdruck-Reduzierstationen von 180 bar. Durch entsprechende Staffelung der Ansprechdrücke und Bemessung der Abblaseleistungen öffnet im Anforderungsfall Ventil 1.

Im vorliegenden Störfall wird Ventil 1 infolge der fehlerhaften Dampferzeuger-Absperrung aufgedrückt und durch Wasserbeaufschlagung beschädigt.

Hinweise auf die fehlerhafte Dampferzeuger-Absperrung erhält der Operateur anhand der:

- optisch akustischen Warnmeldung 'Ventil 1 bläst ab'
- Stellungsanzeige der Speisewasser-Absperrarmaturen
- Durchflußmessung in der Speisewasserleitung.

Es wird erwartet, daß der Operateur daraufhin das gesamte Hauptkühlsystem abschaltet und so den Wassereinbruch in den Primärkreislauf beendet. Durch die

Abschaltung des Hauptkühlsystems sinkt der Druck im defekten Dampferzeuger unter den Primärkreislaufdruck, so daß Kühlgasaktivität über das Leck im Dampferzeuger und das defekte Ventil direkt in die Umgebung freigesetzt wird. Die Aktivitätsabgabe wird im Schalldämpfer automatisch gemessen und in der Warte durch eine höherwertige Meldung angezeigt. Der Operateur wird daraus und anhand der bisherigen Meldungen auf eine Beschädigung der Dampferzeuger-Überdrucksicherung schließen können.

Aufgrund dieser Informationen ist der Operateur innerhalb weniger Minuten nach Aktivitätsmessung in der Lage, die vorgelagerte Absperrarmatur am Ventil 1 fernbedient von der Warte aus zu schließen. Die Überdrucksicherung des Dampferzeugers wird nun über Ventil 2 gewährleistet. Die Anforderung der Absperrarmatur verriegelt die Schließfunktion der Armatur vor Ventil 2 und umgekehrt.

Ereignisketten, bei denen innerhalb von 30 min nach Freisetzungsbeginn der Freisetzungspfad geschlossen wird, spielen für das Risiko keine Rolle. Das Ausbleiben der Operateur-Aktion ist nach /3/ mit einer Wahrscheinlichkeit von 10^{-2} pro Anforderung und Unsicherheitsfaktor 10 zu erwarten. Versagt die Aktivitätsmessung - Erwartungswert 10^{-2} pro Anforderung - erhöht sich die Versagenswahrscheinlichkeit des Operateurs auf 10^{-1} pro Anforderung.

Die Nichtverfügbarkeit der motorbetätigten Absperrarmatur wurde bei jährlichem Testintervall mit $5,6 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung ermittelt.

Der Fehlerbaum in Abb. 3 berücksichtigt ferner die Fehlermöglichkeiten:

- . Ventil 1 öffnet nicht, stattdessen Ventil 2
- . Ventil 2 öffnet unterhalb des Ansprechdruckes von Ventil 1

In beiden Fällen wird Ventil 2 durch die Beaufschlagung mit Wasser beschädigt. Der Operateur kann die Aktivitätsfreisetzung über Ventil 2 durch Schließen der zugehörigen Absperrarmatur beenden. Das Ansprechen von Ventil 2 wird optisch-akustisch in der Warte gemeldet. Für das Ausbleiben der Operateur-Aktion wurden in Abhängigkeit von der Funktion der Aktivitätsmessung Werte von 10^{-2} bzw. 10^{-1} pro Anforderung mit einem Unsicherheitsfaktor von jeweils 10 abgeschätzt /3/. Für die Ausfallarten 'Ventil öffnet nicht auf Anforderung' und 'Ventil öffnet frühzeitig' wurden Erwartungswerte von 7 bzw. $8 \cdot 10^{-3}$ und Unsicherheitsfaktoren von 6 bzw. 10 berücksichtigt.

Die Ursache für das frühzeitige Öffnen von Ventil 2 wird in einer fehlerhaften Justierung von Vorsteuer- oder Hauptventil gesehen. Der sich bei jeder Reaktorschnellabschaltung einstellende Druckanstieg in der Frischdampfleitung kann somit zum Ansprechen des Ventils führen.

Die Wahrscheinlichkeit für eine derartige menschliche Fehlhandlung (Fehljustierung) wird nach /4/ mit $3 \cdot 10^{-3}$ (Medianwert) und Unsicherheitsfaktor 10 bewertet.

Eine weitere Möglichkeit zur Entstehung des Freisetzungspfades ist dann gegeben, wenn beide Ventile öffnen und wegen der gegenseitigen Verriegelung nur eine Absperrarmatur geschlossen werden kann. Als Ursache hierfür wird eine fälschliche Einstellung beider Ventile auf den gleichen Ansprechdruck betrachtet. Die Wahrscheinlichkeit einer solchen Fehlhandlung wird nach /4/ ebenfalls mit $3 \cdot 10^{-3}$ (Medianwert) und Unsicherheitsfaktor 10 bewertet.

Die Auswertung des in Abb. 3 dargestellten Fehlerbaumes ergab für das Versagen der Dampferzeuger-Isolierung einen Erwartungswert von $7 \cdot 10^{-2}$ pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 4.

2.2 Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag B)

Vorschlag B berücksichtigt neben dem vorhandenen, nicht absperrbaren Sicherheitsventil zusätzlich ein absperrbares Ventil mit niedrigerem Ansprechdruck.

Die in Abb. 4 enthaltenen Varianten sehen für Ventil 2 keine Absperrmöglichkeit vor und unterscheiden sich hierin von Vorschlag A.

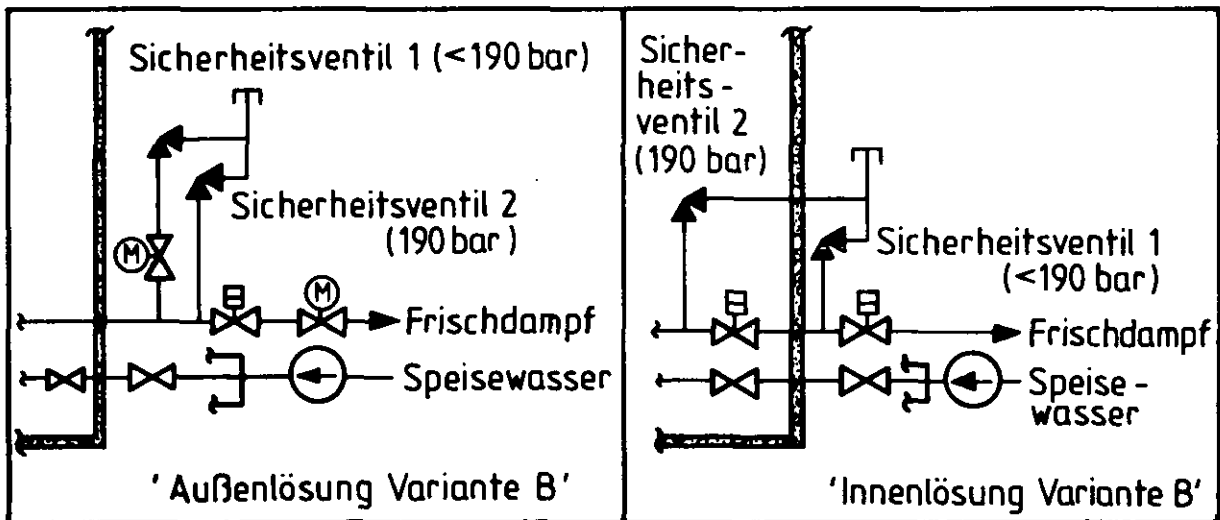


Abb. 4: Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag B)

Bei der 'Außenlösung' von Vorschlag B sind sowohl die beiden Sicherheitsventile als auch die Absperrarmaturen in der Dampferzeuger-Frischdampfleitung außerhalb des Reaktorschutzgebäudes angeordnet. Die 'Innenlösung' sieht jeweils eine Absperrarmatur innerhalb und außerhalb des Reaktorschutzgebäudes vor, wobei die innere Armatur auch als Absperrorgan für Ventil 1 dient, das zu diesem Zweck zwischen beiden Armaturen angeordnet ist. Das im Ansprechdruck höhereingestellte Ventil 2 ist vor der inneren Absperrarmatur und somit innerhalb des Reaktorschutzgebäudes angeordnet. Es hält, wenn die innere Absperrarmatur geschlossen

ist, die Überdrucksicherung des Dampferzeugers aufrecht. Diese Lösung deckt sich im übrigen mit der auf der heißen Zwischenüberhitzerseite /2/. Bei einer automatischen Abschaltung der Dampferzeuger wird nur die äußere Armatur angefordert. Versagt diese, kann von der Warte die innere Armatur geschlossen werden.

Die 'Innenlösung' enthält gegenüber der 'Außenlösung' eine Fehlerquelle mehr für die Entstehung des betrachteten Freisetzungspfades. Versagt nämlich die äußere Absperrarmatur, dann wird, nachdem die innere Armatur geschlossen wurde, das nicht absperrbare Ventil 2 aufgedrückt.

Die Kenngrößen für die Zuverlässigkeit der Komponenten und Operatorhandlungen sind für beide Varianten identisch.

Die Auswertung der Fehlerbäume ergab für die Außenlösung von Vorschlag B (Abb.5) einen Erwartungswert von $8 \cdot 10^{-2}$ mit Unsicherheitsfaktor 3 und für die Innenlösung (Abb. 6) einen Erwartungswert von $1 \cdot 10^{-1}$ mit Unsicherheitsfaktor 3.

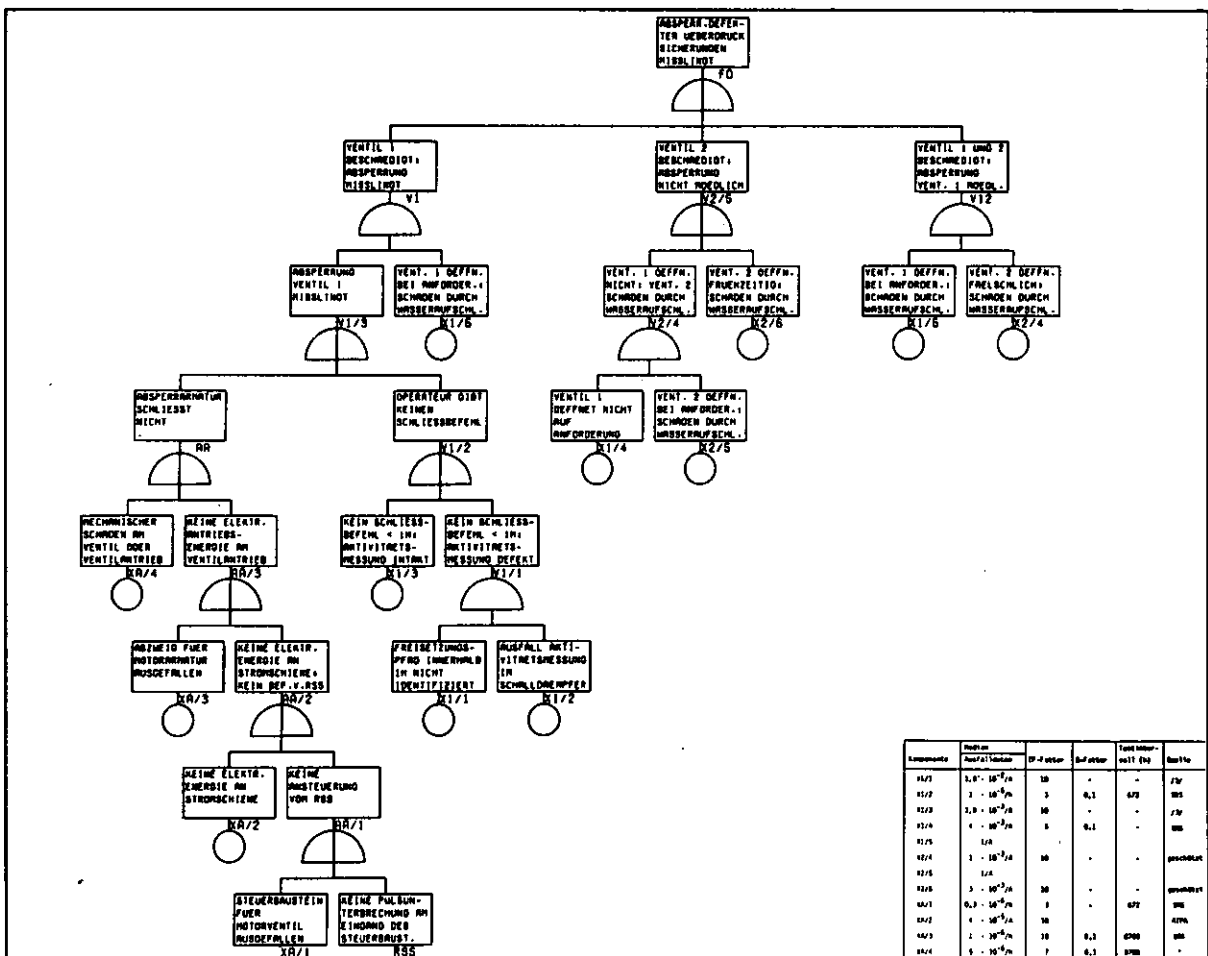


Abb. 5: Fehlerbaum 'Absperrung defekte Dampferzeuger-Überdrucksicherung' (Außenlösung)

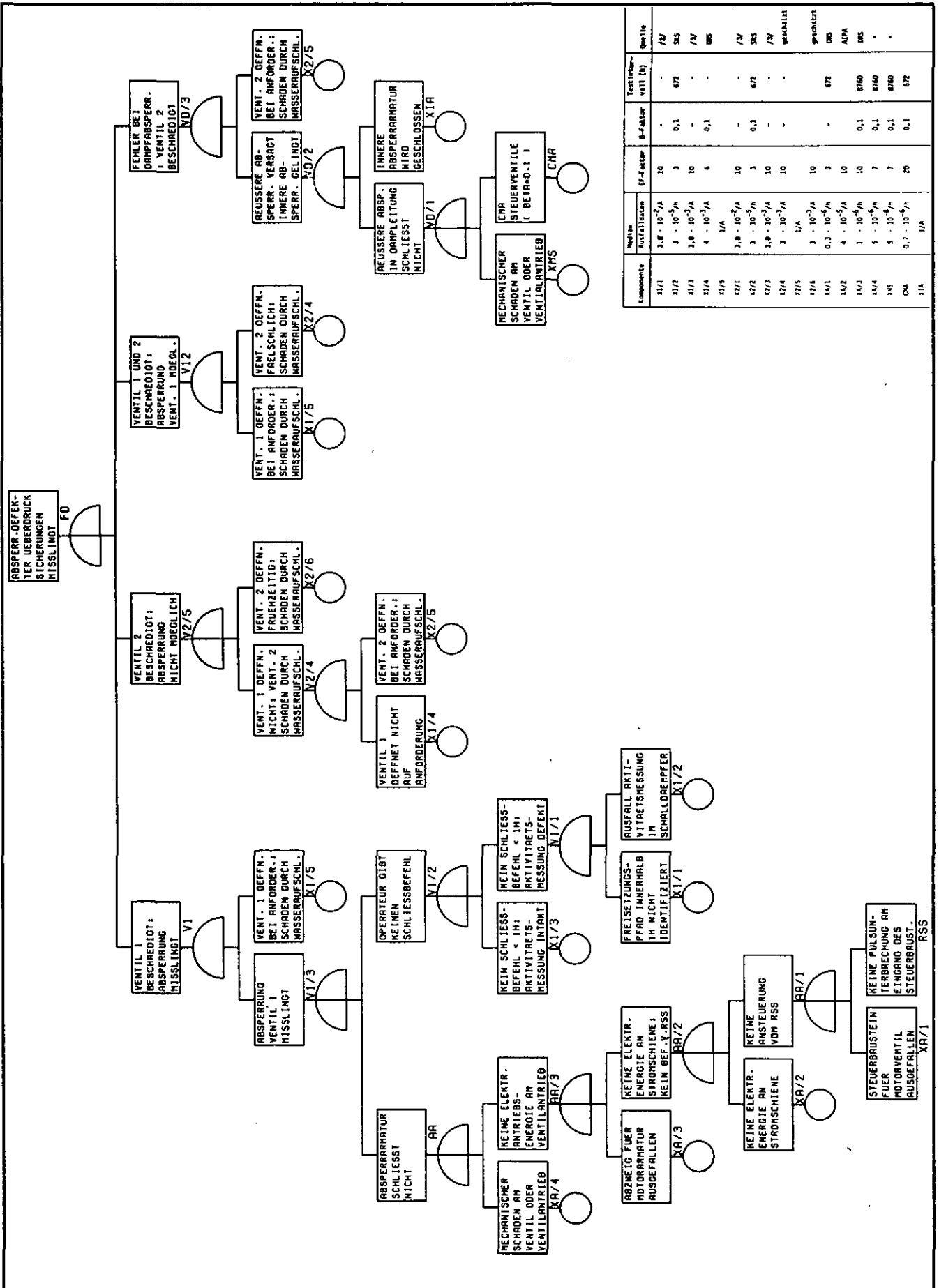


Abb. 6: Fehlerbaum 'Absperrung defekte Dampferzeuger-Überdrucksicherung' (Innenlösung, B)

2.3 Verbesserte Speisewasser-Isolierung (Vorschlag C)

Voraussetzung für die Beschädigung der Dampferzeuger-Überdrucksicherung ist im vorliegenden Störfall die fehlerhafte Absperrung des defekten Dampferzeugers. Demnach kann ein verbessertes Absperrkonzept auf der Speisewasserseite die Eintrittshäufigkeit des Störfalles senken.

Das bisherige Absperrkonzept sieht auf der Speisewasserseite eine hydraulisch betätigte Schnellschluß- und eine motorbetätigte Regelarmatur vor. Der Erwartungswert für das Ausbleiben der Absperrung wurde in /1/ zu $1,2 \cdot 10^{-3}$ pro Anforderung ermittelt.

Eine Minderung der Nichtverfügbarkeit kann durch Einbau einer weiteren Absperrarmatur erzielt werden. In Anlehnung an das THTR-Konzept wird hier eine zusätzliche, motorbetätigte Absperrarmatur vorgeschlagen (Abb. 7).

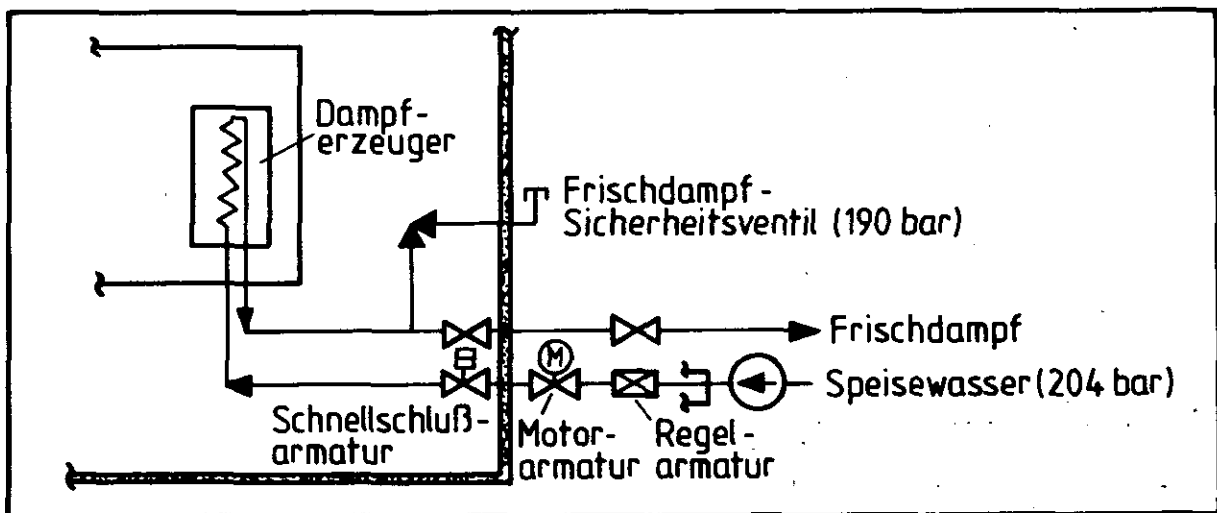


Abb. 7: Verbesserte Speisewasser-Isolierung (Vorschlag C)

Für die Analyse des vorgeschlagenen Absperrkonzeptes wurde angenommen, daß:

- die zusätzliche Absperrarmatur vom Reaktorschutzsystem angesteuert wird,
- die Antriebe für Motor- und Regelarmatur sowie
- die Motor- und Schnellschlußarmatur baugleich sind.

Für baugleiche Komponenten werden Fehler aus gemeinsamer Ursache mit einem Anteil von 10 % an der Ausfallhäufigkeit einer Redundanz berücksichtigt.

Die Absperrung der Speisewasserleitung ist ausgefallen, wenn alle drei Armaturen unabhängig voneinander bei Anforderung nicht schließen, oder aus gemein-

samer Ursache die Antriebe der Motor- und Regelarmatur und unabhängig davon die Schnellschlußarmatur versagen, oder aus gemeinsamer Ursache die Motor- und Schnellschlußarmatur und unabhängig davon die Regelarmatur versagen.

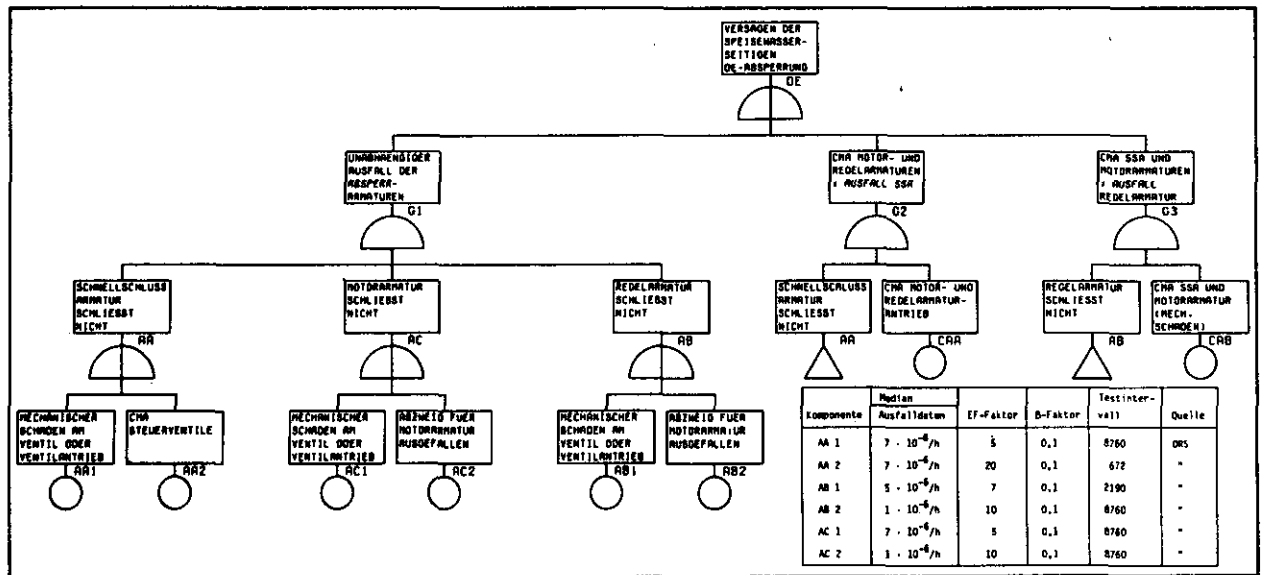


Abb. 8: Vereinfachter Fehlerbaum 'Speisewasserseitige Dampferzeuger-Absperrung (C)'

Die Auswertung des Fehlerbaumes in Abb. 8 ergab für die Nichtverfügbarkeit der drei Absperrarmaturen in der Speisewasserleitung einen Erwartungswert von $2,5 \cdot 10^{-4}$ pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 7.

3. Ergebniszusammenfassung und -bewertung

Störfälle mit Wassereintrich in den Reaktorkern, die durch Lecks im Dampferzeuger ausgelöst werden, tragen aufgrund identifizierter Schwachstellen in der Auslegung des HTR-1160 zu dessen störfallbedingtem Risiko bei.

Bei Versagen der Isolierung des Dampferzeugers auf der Speisewasserseite können die weiterfördernden Speisewasserpumpen das Sicherheitsventil in der Frischdampfleitung überdrücken, da dessen Ansprechdruck etwa 10 bar unter dem Förderdruck der Pumpen liegt. Durch die Beaufschlagung mit Wasser wird das für Dampf-atmosphäre ausgelegte, nicht absperzbare Ventil so beschädigt, daß es nicht mehr dicht schließt.

Ansätze zur Beseitigung dieser Schwachstelle liegen in der Verbesserung der Dampferzeuger-Überdrucksicherung oder der Dampferzeuger-Isolierung.

Aus Sicht der Zuverlässigkeit bietet sich eine Modifizierung der Dampferzeuger-Überdrucksicherung, besonders Vorschlag A mit zwei absperzbaren Sicherheitsven-

tilen an, von denen nur eines vom Operateur abgesperrt werden kann (Abb. 2). Durch diese Änderung wird die Häufigkeit für Aktivitätsfreisetzungen der skizzierten Ereigniskette um einen Faktor 14 auf $6 \cdot 10^{-6}$ pro Reaktorjahr reduziert (Tab. 2, Kap. B.1).

Bei Vorschlag B ist nur eines der beiden Sicherheitsventile mit einer Absperrarmatur ausgestattet. Mit der Innenlösung läßt sich eine Verbesserung um den Faktor 7 auf $1 \cdot 10^{-5}$ und mit der Außenlösung nahezu um den Faktor 12 auf $7 \cdot 10^{-6}$ pro Reaktorjahr erreichen.

Der Vorschlag C sieht eine verbesserte Isolierung des Dampferzeugers auf der Speisewasserseite unter Beibehaltung der ursprünglichen Überdrucksicherung vor. Damit läßt sich eine Verbesserung um den Faktor 5 auf $2 \cdot 10^{-5}$ pro Reaktorjahr erzielen.

Der Einfluß des Vorschlages A auf die dominierende Ereigniskette des Wassereinbruchstörfalles zeigt das vereinfachte Ereignisablaufdiagramm in Abb. 9.

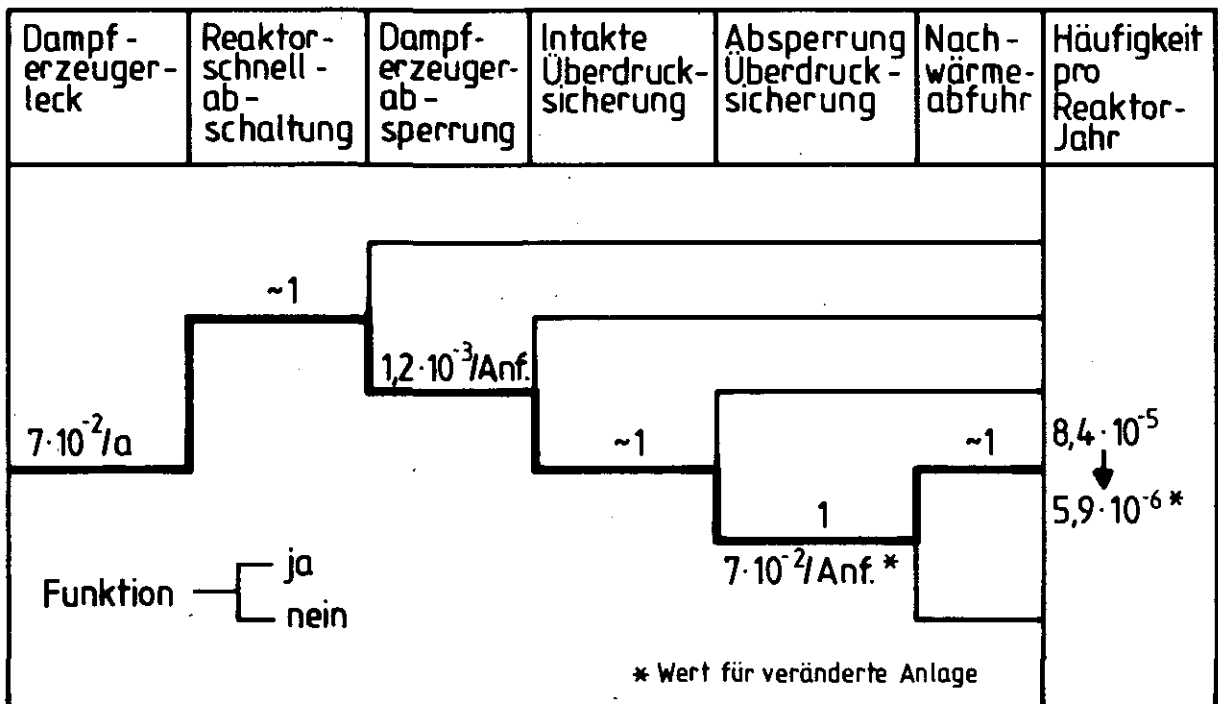


Abb. 9: Ereignisablaufdiagramm 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' mit verbesserter Dampferzeuger-Isolierung (Vorschlag A)

Durch Kombination der Vorschläge A oder B mit C ließen sich die genannten Häufigkeiten weiter reduzieren. Diese Möglichkeit wurde aber hier nicht weiter verfolgt, da schon der Vorschlag A allein den betrachteten Störfall für das Risiko nahezu bedeutungslos werden läßt.

Schrifttum:

- /1/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Fachband III zur Phase IB: Lecks im Primärkreislauf, Kapitel A, Jül-Spez-136/Bd. 4, 1982
- /2/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Phase IB, Ergänzender Bericht: HTR-1160-Referenzanlage, KFA-ISF-IB-6/81
- /3/ H.G. Mohr:
Bewertung von Operateur-Aktionen beim Wassereinbruchstörfall nach Beseitigung von Schwachstellen in der Auslegung des HTR-1160, ISF-Notiz-35/II-1981
- /4/ Der Bundesminister für Forschung und Technologie:
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke
Fachband 3: Zuverlässigkeitskenngrößen und Betriebserfahrungen, Verlag TÜV Rheinland, Köln, ISBN 3-88585-014-1, 1980

Abbildungen

- Abb. 1 : Dampferzeuger-Isolierung HTR-1160 (unveränderte Auslegung)
- Abb. 2 : Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag A)
- Abb. 3 : Fehlerbaum 'Absperrung defekte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (A)'
- Abb. 4 : Verbesserte Dampferzeuger-Überdrucksicherung (Vorschlag B)
- Abb. 5 : Fehlerbaum 'Absperrung defekte Dampferzeuger-Überdrucksicherung'
(Außenlösung)
- Abb. 6 : Fehlerbaum 'Absperrung defekte Dampferzeuger-Überdrucksicherung'
(Innenlösung, B)
- Abb. 7 : Verbesserte Speisewasser-Isolierung (Vorschlag C)
- Abb. 8 : Vereinfachter Fehlerbaum 'Speisewasserseitige Dampferzeuger-
Absperrung (C)'
- Abb. 9 : Ereignisablaufdiagramm 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' mit
verbesserter Dampferzeuger-Isolierung nach Vorschlag A